



**João Davide Neto Franco**

Licenciatura em Ciências de Engenharia Física

# **INTERRUPTOR TÉRMICO CRIOGÉNICO A GÁS DE TROCA COM HIATO OBTIDO POR DILATAÇÃO DIFERENCIAL**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em  
Engenharia Física

Orientadores:  
Prof. Grégoire Bonfait  
Prof.<sup>a</sup> Isabel Catarino

Júri:

Presidente: Prof. Doutor Orlando Teodoro  
Arguente: Prof. Doutor Alberto Martinho



FACULDADE DE  
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

**Outubro de 2011**



Departamento de Física da Faculdade de Ciências e  
Tecnologia  
Universidade Nova Lisboa

**João Davide Neto Franco**

Licenciatura em Ciências de Engenharia Física

**INTERRUPTOR TÉRMICO CRIOGÉNICO A GÁS DE  
TROCA COM HIATO OBTIDO POR DILATAÇÃO  
DIFERENCIAL**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em  
Engenharia Física

Orientadores:  
Prof. Grégoire Bonfait  
Prof.<sup>a</sup> Isabel Catarino

Júri:

Presidente: Prof. Doutor Orlando Teodoro  
Arguente: Prof. Doutor Alberto Martinho

**Outubro de 2011**

## **INTERRUPTOR TÉRMICO CRIOGÉNICO A GÁS DE TROCA COM HIATO OBTIDO POR DILATAÇÃO DIFERENCIAL**

“*Copyright*” em nome de João Davide Neto Franco, estudante do curso de Engenharia Física, da Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa.

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade Nova de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado; e de divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objectivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

## Agradecimentos

Nesta página da dissertação quero expressar alguns agradecimentos, começando por agradecer aos meus orientadores, Professor Doutor Grégoire Bonfait e Professora Doutora Isabel Catarino. Um muito obrigado pela vossa disponibilidade bem como pelo vosso apoio durante a execução deste trabalho.

Agradeço também aos colegas do CENIMAT pela vossa receptividade durante a utilização do vosso equipamento, nomeadamente do perfilómetro para a determinação da espessura dos filmes finos (de ouro) depositados; bem como aos colegas do departamento de Conservação e Restauro e do departamento de química pelo vosso apoio no início dos testes das douragens.

Ao Professor Doutor Dawei Liang deixo aqui uma palavra de gratidão pois sem o seu equipamento de polimento teria sido irrealizável o estudo relacionado com a emissividade dos materiais.

Expresso um especial agradecimento aos colegas do METROVAC pela paciência e disponibilidade já que, durante o projecto, recorri a diversos recursos presentes no vosso laboratório.

À fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT/MCTES) quero agradecer a oportunidade proporcionada, nomeadamente à atribuição de uma bolsa de investigação ao abrigo do projecto “Estabilizadores de Temperaturas Criogénicas” (PTDC/EME-MFE/101448/2008); graças à vossa colaboração vou poder trabalhar mais um ano com o excelente grupo de criogenia onde aprendi muito e espero aprender/evoluir mais.

Quero ainda agradecer ao meu colega de laboratório, Daniel Martins, pelo apoio incondicional neste projecto.

Por último, agradeço a todas as pessoas que surgem (sempre) em primeiro lugar na minha vida, nomeadamente à minha família e aos meus amigos; sem vós não teria sido possível chegar ao fim deste longo percurso. Agradeço a vossa atenção, paciência e apoio transmitido durante estes cinco anos de estudo. Este trabalho é dedicado a vós e por vós vou continuar dar o meu melhor.

Muito obrigado a todos



## Resumo

Os interruptores térmicos são dispositivos muito utilizados na área de criogenia, normalmente em sistemas onde se pretende permutar entre uma situação de bom contacto térmico e outra de bom isolamento térmico. A tecnologia dos interruptores térmicos tem evoluído rapidamente devido às diversas aplicações espaciais existentes pois nestas é necessário alcançar um controlo de temperatura eficiente.

O interruptor térmico a hiato gasoso é dos interruptores mais versáteis e simples entre os usados na área. A sua comutação entre o seu estado ligado (ON) e o seu estado desligado (OFF) é obtida pelo controlo de pressão de gás num espaço (designado por hiato) que separa dois blocos, bons condutores térmicos, que constituem o interruptor. Estes dois blocos são envolvidos por um tubo de um material mau condutor térmico que suporta os blocos e que garante a estanquidade do sistema. Ambos os estados (ON e OFF) são caracterizados pela condutância térmica efectiva do interruptor e a gestão do gás no hiato foi executada por uma criobomba acoplada ao bloco frio do interruptor.

Neste projecto desenvolveu-se um interruptor térmico a hiato gasoso onde o hiato foi obtido através da dilatação térmica diferencial dos diferentes materiais usados na construção do interruptor. Este método serviu para produzir um hiato variável com a temperatura e de pequenas dimensões ( $\Delta \approx 20 \mu m$  a 70 K). Foram depositados (por electrólise) filmes finos de ouro (de espessura  $\approx 0,3 \mu m$ ) para minimizar as trocas térmicas (por radiação) entre o interruptor e a sua vizinhança. Para quantificar a energia transferida por radiação, efectuou-se um estudo sobre a emissividade dos materiais.

O interruptor projectado e construído foi testado numa gama de temperaturas compreendida entre 10 K e 300 K. Os resultados obtidos foram de uma condutância ON de 140 mW/K e de OFF 3,8 mW/K, para uma temperatura média de funcionamento de 70 K. Estes resultados foram concordantes com os previstos.





## Abstract

The thermal switches are devices widely used in cryogenics, usually in systems where a good thermal contact and a good thermal insulation are to be obtained. The technology of thermal switches has evolved rapidly due to several applications in space technologies in order to achieve an efficient temperature control.

Gas gap heat switch (GGHS) is the most versatile and simple switch between those used. The switching between on (ON) and off states (OFF) is obtained by controlling the gas pressure in gap that separates two blocks (good thermal conductors) which form the switch. These two blocks are surrounded by a tube of a poor thermally conductive material which supports the blocks away and ensures the leaktight of the system. Both states (ON and OFF) are characterized by each effective thermal conductivity of the switch and the management of the gas in the gap performed by cryopump coupled to cold block of the switch.

During this project, a gas gap thermal switch was developed where the gap was obtained through the differential thermal expansion of different materials used to construct the switch. This method served to produce a temperature variable small gap ( $\Delta \approx 20 \mu m$  at 70 K). Gold thin films (thickness  $\approx 0,3 \mu m$ ) were deposited (by electrolysis) to minimize heat exchange (by radiation) between the switch and its neighborhood. To quantify the energy transferred by radiation, a study on the emissivity of materials was carried out.

The switch designed and built was tested in a range of temperatures between 10 K and 300 K. The results were an ON conductance of 140 mW/K and an OFF 3,8 mW/K, for an average operating temperature of 70 K. These results were consistent with the predicted ones.



# Índice Geral

Agradecimentos.....	III
Resumo.....	V
Abstract .....	VII
Índice Geral.....	IX
Índice de Figuras .....	XI
Índice de Tabelas.....	XV
Símbolos.....	XVII
1. Objectivos .....	1
2. Interruptor térmico .....	3
2.1. Interruptor térmico a gás de troca.....	3
2.2. Aplicações de interruptores térmicos .....	4
2.3. Interruptores térmicos existentes no laboratório de criogenia.....	6
3. Hiato obtido por dilatação térmica diferencial .....	9
3.1. Princípio .....	9
3.2. Dilatação/Contração térmica .....	9
3.3. Determinação do Hiato.....	11
4. Condução térmica nos gases .....	15
4.1. Condução.....	15
4.2. Condução nos gases .....	15
4.2.1. Regime viscoso .....	16
4.2.2. Regime molecular .....	16
4.2.3. Regime intermédio .....	17
5. Radiação e douragem .....	19
5.1. Douragem.....	19
5.2. Douragem dos blocos de cobre do interruptor .....	22
5.3. Radiação.....	23
5.4. Superfícies especulares de emissividade reduzida .....	25
5.5. Determinação da emissividade de materiais .....	27
6. Criobomba.....	35
6.1. Descrição global do funcionamento .....	35
6.2. Dimensionamento físico.....	35
6.3. Controlo.....	36
6.4. Dimensionamento $T_{ON} - T_{OFF}$ .....	38
6.4.1. Modelo térmico .....	38
6.4.2. Estados ON/OFF .....	39
6.4.3. Pressões para os estados ON e OFF .....	40
6.4.4. Temperaturas para os estados ON e OFF.....	41

6.5.	Gestão da quantidade de gás .....	43
7.	Montagem e resultados.....	45
7.1.	Projecto mecânico e montagem do interruptor.....	45
7.2.	Montagem experimental e aquisição.....	47
7.3.	Testes.....	49
7.3.1.	Estado OFF.....	50
7.3.2.	Estado ON .....	52
7.3.3.	Curva ON – OFF.....	56
7.4.	Comparação com os interruptores existentes no laboratório.....	58
8.	Conclusão.....	59
9.	Referências .....	61
I.	Anexos.....	63
I.1.	Propriedades térmicas dos materiais/gás.....	63
I.2.	Factores de forma .....	65
I.3.	Efeito de pele normal/anómalo .....	67
II.	Apêndices I: Implementação do controlo de aquecimento da criobomba.....	69
III.	Apêndice II: Desenhos Técnicos.....	71

## Índice de Figuras

Figura 2.1 – Esquema ilustrativo de um interruptor térmico a hiato gasoso.....	3
Figura 2.2 – Esquema(a)) e montagem experimental(b)) do interruptor térmico a gás de troca, desenvolvido por Bywaters e Griffin[3]. .....	4
Figura 2.3 – Diagrama de blocos ilustrativo da redundância de criorefrigeradores. ....	5
Figura 2.4 – a) – Esquematisação referente à montagem criogénica do ESU de chumbo (Pb)[5]. b) – Montagem criogénica utilizando o ESU de GOS[6]. Dispositivos existentes no laboratório de criogenia. ....	5
Figura 2.5 – Ilustração referente ao interruptor térmico de hiato cilíndrico a gás de troca. Vista tridimensional e em corte do dispositivo disponível no laboratório de criogenia[1]. .....	6
Figura 2.6 – Representação esquemática do interruptor a hiato gasoso, desenvolvido no laboratório de criogenia. Detalhe existente entre as palhetas do bloco quente e do bloco frio[9].	7
Figura 3.1 – Esquematisação do interruptor térmico construído no momento da brasagem entre os blocos de cobre e o tubo de aço inox ( $T_0 = 494$ K). A esta temperatura, os dois blocos de cobre estão em contacto físico. Os pontos a negro correspondem à zona onde se efectuou a brasagem. Ao arrefecer, a maior contracção do cobre, comparativamente ao aço inox, vai conduzir à abertura do hiato ( $\Delta$ ). .....	9
Figura 3.2 – Dilatação linear integrada em função da temperatura. Os valores da dilatação estão indicados em percentagem (%). a) – Curvas referentes a metais[11]. b) – Gráfico relativo a ligas metálicas[11]. A curva do aço inox 304 também é válida para outra liga de aço inox – a 316[13]. .....	11
Figura 3.3 – Curvas da dilatação térmica integrada ( $\Delta L/L$ ) referentes aos materiais cobre, SS304 e SS316 para as altas temperaturas. ....	12
Figura 3.4 – Comprimento dos corpos fabricados em cobre e aço inox, em função da temperatura. Resultado obtido para uma temperatura $T=494$ K, correspondente ao ponto de fusão da solda usada, no processo de brasagem dos dois blocos de cobre ao invólucro de aço inox. ....	13
Figura 3.5 – Hiato gasoso em função da temperatura. Resultado obtido segundo os dados disponíveis para a dilatação térmica dos materiais cobre e aço inox 316 e supondo os blocos e o suporte como um todo isotérmico. ....	13
Figura 4.1 – Condutividade térmica em função da temperatura, para os gases mais utilizados na criogenia. Curvas obtidas pelo REFPROP® (NIST[13]). Estes dados dizem respeito ao regime viscoso do fluido. ....	16
Figura 4.2 – Condutância através de um “hiato gasoso” em função da sua pressão. ....	17
Figura 5.1 – 1ª configuração implementada na montagem experimental usada no processo de douragem das peças.....	20
Figura 5.2 – Medição da espessura obtida pelo perfilómetro.....	21
Figura 5.3 – Blocos de cobre antes (A) e depois (B) da douragem. Nota-se que as zonas de contacto entre o suporte de aço inox e os blocos de cobre não foram douradas intencionalmente. ....	22
Figura 5.4 – Factores de forma para geometrias tridimensionais[26]. Mais informações relacionadas com factores de forma são dadas no anexo I.2. ....	23
Figura 5.5 – Representação gráfica da emissividade de um substrato de <i>polyester</i> em função da espessura dos diferentes metais depositados para produzir um revestimento[4]. ....	25
Figura 5.6 – Gráfico da emissividade hemisférica em função da temperatura para os filmes de ouro. Curvas teóricas e resultados experimentais[4]. .....	26
Figura 5.7 – Emissividade hemisférica dos filmes de ouro <i>versus</i> a espessura do filme. Medições realizadas para as temperaturas 300 e 90 K sendo comparadas com o resultado teórico[4]. .....	27
Figura 5.8 – Representação, em esquema eléctrico, de dois corpos radiantes $Eb1$ e $Eb2$ envolvidos por um terceiro corpo ( $J3$ ) (não condutor térmico) mas reemite a radiação proveniente dos restantes[18]. A terceira superfície comporta-se como um corpo branco.....	27
Figura 5.9 – Esquema eléctrico representativo de um sistema com três corpos radiantes[18]. ..	28

Figura 5.10 – Montagem realizada para a determinação da emissividade dos materiais utilizados na construção do interruptor térmico. O espaçador permite manter o ângulo sólido com o qual o sensor “vê a peça”. O ângulo sólido intervém no factor de forma o que, por consequência, influencia o resultado final da potência radiada. Como descrito no texto, para o “tubo envolvente sensor-peça” foi utilizado um tubo forrado de alumínio (“corpo branco”) ou um tubo de cartolina preta (“corpo negro”).	29
Figura 5.11 – Montagem experimental para a determinação da emissividade de materiais.	30
Figura 5.12 – Potência radiada em função da 4ª potência da temperatura. Resultados relativos às peças de cartolina preta, de alumínio e de MLI Cryolam®, na configuração sensor – peça – tubo de cartolina preta. Todas as peças têm $\Phi=38,1$ mm.	30
Figura 5.13 – Potência radiada em função da 4ª potência da temperatura. Resultados relativos às peças de cartolina preta, de alumínio e de MLI Cryolam®, na configuração sensor – peça – tubo de alumínio. Todas as peças têm $\Phi=38,1$ mm.	31
Figura 5.14 – Comparação da potência radiada entre três materiais distintos: MLI, alumínio e cobre coberto com uma camada de ouro. Todas as peças têm $\Phi=38,1$ mm.	32
Figura 6.1 – Perspectivas dos componentes constituintes da criobomba. A resistência Pt1000 foi fixada no corpo da criobomba, com a resina Epoxy – Stycast.	35
Figura 6.2 – Fluxograma do algoritmo implementado para o aquecimento/controlo criobomba.	37
Figura 6.3 – Painel de controlo para a medição da temperatura e para o aquecimento da criobomba, em funcionamento no modo de aquecimento controlado. O aquecimento controlado é garantido pelo controlador PID implementado onde $KP = 2 \times 10^{-4}$ , $KI = 0,8$ e $KD = 1 \times 10^{-3}$ .	38
Figura 6.4 – Esquema descritivo das associações, em série e em paralelo, das condutâncias/resistências térmicas.	38
Figura 6.5 – Condutância térmica efectiva de um interruptor em função da temperatura da criobomba (ou em função da pressão de gás no interior do interruptor).	39
Figura 6.6 – Pressões ON/OFF em função da temperatura de funcionamento do interruptor.	40
Figura 6.7 – Esquematização do problema físico resolvido para determinar as temperaturas ON e OFF.	41
Figura 6.8 – Curvas de $T_{ON}$ e de $T_{OFF}$ em função da pressão de enchimento do gás para 4 diferentes carvões activados. Estes resultados foram calculados para 20mg de massa de carvão, considerando um hiato de $\approx 7 \mu\text{m}$ a 80 K. A curva a tracejado é a temperatura à qual se pretende implementar o interruptor.	42
Figura 6.9 – Temperatura ON do interruptor, em função da temperatura OFF. Resultados obtidos para dois carvões (AC1 e AC5).	42
Figura 6.10 – Esquema representativo do sistema denominado por bombeamento mecânico.	43
Figura 7.1 – Montagem do bloco frio e quente com o invólucro de aço inox.	45
Figura 7.2 – A) – Montagem das peças consituíntes do corpo do interruptor térmico. B) – Resultado final com os capilares da criobomba e do enchimento.	46
Figura 7.3 – A) – Montagem experimental do aquecimento no momento da brasagem. B) – Resultado da brasagem do tubo de aço inox aos blocos de cobre e dos capilares ao bloco frio.	47
Figura 7.4 – Visão geral do criorefrigerador.	47
Figura 7.5 A) e B) – Visão geral da montagem do interruptor térmico ao dedo frio do criorefrigerador. Indicação dos termómetros e das resistências de aquecimento do bloco quente.	48
Figura 7.6 – Aparelhos referentes ao controlo térmico da montagem criogénica.	48
Figura 7.7 – Painel de controlo do programa principal. Desempenha as funções de controlo térmico e de aquisição dos dados experimentais.	49
Figura 7.8 – Esquematização dos métodos executados para a aquisição de resultados. A – Método estático. Este método é idêntico para os estados ON e OFF: apenas se modifica as condições experimentais, de maneira a garantir o estado de funcionamento pretendido. B – Método dinâmico referente ao estado OFF. C – Método dinâmico relativo ao estado ON.	49

Figura 7.9 – Variação da potência do interruptor, em função da diferença de temperatura dos blocos. Resultado obtido para $T_{inter}=80$ K e “sem gás” no interior do interruptor. Os “resultados analíticos” correspondem à equação 6.3. ....	51
Figura 7.10 – Caracterização OFF do interruptor térmico projectado. Resultados adquiridos para $T_{inter}=70$ K.....	51
Figura 7.11 – Potência do interruptor em função de $\Delta T$ . O ajuste linear dos pontos referentes à mesma temperatura média corresponde à condutância térmica do interruptor à mesma temperatura. Os valores indicados são referentes a diferentes temperaturas médias. ....	52
Figura 7.12 – Caracterização do estado ON do interruptor térmico obtido por dilatação diferencial, com um hiato gasoso de hélio ( $^4\text{He}$ ). ....	53
Figura 7.13 – Caracterização do estado ON do interruptor, para um hiato gasoso de azoto. Resultados experimentais (estáticos e dinâmicos) comparados com os analíticos. ....	54
Figura 7.14 – $Q(\Delta T)$ para diferentes temperaturas médias do interruptor sendo o gás de troca o azoto. O ajuste linear dos pontos referentes à mesma temperatura média corresponde à condutância térmica do interruptor à mesma temperatura. ....	55
Figura 7.15 – Curva característica ON – OFF de um interruptor térmico. Os resultados apresentados são para um hiato gasoso de azoto. Curva azul – resultado analítico para $P_{ench}=860$ mbar. Curva vermelha – resultado analítico para $P_{ench}=500$ mbar. Curva verde – resultado analítico para $P_{ench}=250$ mbar. Resultados obtidos para uma temperatura média do interruptor de $\approx 70$ K.....	56
Figura I.1 – Condutividade térmica, em função da temperatura, para materiais usuais na criogenia[4]. ....	63
Figura I.2 – Condutividade térmica do cobre OFHC (RRR=50). ....	63
Figura I.3 – Condutividade térmica do aço inox 316 (SS). ....	64
Figura I.4 – Condutividade do azoto, em função da temperatura. ....	64
Figura I.5 – Viscosidade do azoto, função da temperatura. ....	65
Figura I.6 – Curvas de factores de forma. Resultados válidos para a geometria associada a dois discos concêntricos, paralelos[18]. ....	65
Figura II.1 – Rotina leitura de $T$ implementada em <i>Labview</i> . ....	69
Figura II.2 – Diagrama de blocos referentes à implementação de um controlador PID digital..	69
Figura II.3 – Programação em <i>Labview</i> da rotina associada à segurança da fonte de corrente..	70
Figura II.4 – Diagrama de blocos relativos ao aquecimento manual da criobomba. a) – Situação onde o operador consegue enviar a corrente correcta, inferior a $I_{max}$ . b) – Situação correspondente ao utilizador introduzir uma corrente eléctrica superior a $I_{max}$ . ....	70





## Índice de Tabelas

Tabela 2.1 – Caracterização do interruptor térmico. Comparação entre os resultados obtidos e os calculados[3].	4
Tabela 2.2 – Algumas especificações dos ESU's desenvolvidos pelo grupo de criogenia da FCT/UNL e gás empregado no interruptor durante a experiência[5-7, 9].	6
Tabela 2.3 – Comparação quantitativa dos dois interruptores térmicos a gás de troca existentes no laboratório de criogenia. $T=70$ K[9].	7
Tabela 3.1 – Coeficientes do ajuste para o integral da dilatação térmica para materiais distintos, usados na criogenia[4].	10
Tabela 5.1 – Resultados, teóricos e experimentais, da espessura do filme fino de ouro depositado.	22
Tabela 5.2 – Emissividade hemisférica de superfícies comuns à temperatura ambiente. Os valores apresentados correspondem ao infravermelho, na radiação electromagnética[4, 26].	25
Tabela 5.3 – Comparação entre os resultados teóricos e dos experimentais, adquiridos para o estudo da emissividade. Os valores dizem respeito à temperatura de 150 °C, para as possíveis configurações da montagem. Os intervalos de emissividade, indicados para $\varepsilon_1$ e $\varepsilon_3$ , correspondem a valores típicos para os materiais envolvidos no estudo nomeadamente a cartolina preta e o alumínio. A emissividade do sensor apresenta um valor próximo ao do corpo negro $\varepsilon_2 \approx 0,99$ .	33
Tabela 6.1 – Pressões ON e OFF, adquiridas para cada critério mencionado.	41
Tabela 7.1 – Comparação dos valores experimentais de $K(T_{inter})$ com os resultados calculados. Resultados obtidos para o hélio como gás de troca.	52
Tabela 7.2 – Condutância térmica do interruptor projectado, em função da sua temperatura média. Resultados alcançados <i>versus</i> analíticos.	55
Tabela 7.3 – Temperatura da criobomba referente ao estado ON do interruptor térmico. Comparação entre os valores experimentais e os esperados para $\Delta=14,5$ $\mu$ m a 300 K.	57
Tabela 7.4 – Comparação entre os interruptores existentes no laboratório de criogenia e o projectado. Condutâncias ON/OFF referentes a $T_{inter}=70$ K.	58



## Símbolos

$A_i$  – área superficial do corpo radiante i  
 $A_1$  – área superficial do corpo radiante (1)  
 $A_2$  – área superficial do sensor (2)  
 $c$  – velocidade da luz no vácuo  
 $c_{mol}$  – capacidade calorífica molar  
 $C$  – capacidade calorífica  
 $C_{BQ}$  – capacidade calorífica do bloco quente do interruptor  
 $D$  – distância compreendida entre a peça radiante e o sensor de radiação  
 $E_b$  – potência radiada por unidade de área  
 $F_{ij}$  – factor de forma geométrico  
 $F_{12}$  – factor de forma geométrico entre a peça radiante (1) e o sensor (2)  
 $\mathfrak{F}_{ij}$  – factor de forma de um corpo cinzento  
 $G$  – irradiação  
 $h$  – constante de *Planck*  
 $I$  – corrente eléctrica  
 $I_{max}$  – corrente eléctrica máxima aplicada aos terminais da resistência Pt1000  
 $J$  – radiosidade  
 $K$  – condutância térmica  
 $K_D$  – ganho diferencial do controlador PID  
 $K_{ef}$  – condutância térmica efectiva  
 $K_I$  – ganho integral do controlador PID  
 $K_{inter}$  – condutância térmica do interruptor  
 $K_{ON}$  – condutância térmica do estado ON do interruptor térmico  
 $K_{OFF}$  – condutância térmica do estado OFF do interruptor térmico  
 $K_P$  – ganho proporcional do controlador PID  
 $k$  – condutividade térmica  
 $k_B$  – constante de *Boltzmann*  
 $L$  – comprimento  
 $L(T)$  – comprimento dos materiais em função da temperatura  
 $L_{BF}$  – comprimento do bloco frio do interruptor  
 $L_{inter}$  – comprimento total do interruptor  
 $L_{BQ}$  – comprimento do bloco quente do interruptor  
 $L_{SS}$  – comprimento do suporte de aço inox  
 $M$  – massa molar  
 $m$  – massa  
 $m_{BQ}$  – massa do bloco quente antes da douragem  
 $m_{BF}$  – massa do bloco frio antes da douragem  
 $m_{carvão}$  – massa do carvão activado colocado na criobomba  
 $N_A$  – número de *Avogadro*  
 $n$  – número de moles  
 $P$  – pressão  
 $P_{ench}$  – pressão de gás de enchimento do interruptor térmico  
 $P_{inter}$  – pressão de gás dentro do interruptor térmico  
 $P_{ON}$  – pressão de gás dentro do interruptor térmico referente ao seu estado ON  
 $P_{OFF}$  – pressão de gás dentro do interruptor térmico referente ao seu estado OFF  
 $Q$  – quantidade adsorvida

$\dot{Q}_{cond}$  – taxa de calor transferido sobre a forma de condução  
 $\dot{Q}_{ext}$  – taxa de calor transferido aplicada ao bloco quente do interruptor  
 $\dot{Q}_{inter}$  – taxa de calor transferido que atravessa o interruptor térmico  
 $\dot{Q}_{molec}$  – taxa de calor transferido pelo gás no regime molecular  
 $\dot{Q}_{rad}$  – taxa de calor transferido sobre a forma de radiação  
 $\dot{Q}_{visc}$  – taxa de calor transferido pelo gás no regime viscoso  
 $R$  – constante dos gases perfeitos  
 $R_{inter}$  – resistência térmica do interruptor  
 $R_{ON}$  – resistência térmica do interruptor no estado ON  
 $R_{OFF}$  – resistência térmica do interruptor no estado OFF  
 $R_{SS}$  – resistência térmica do capilar de aço inox da criobomba  
 $R_T$  – resistência térmica  
 $r_1$  – raio da peça radiante utilizada nos estudos sobre a emissividade  
 $r_2$  – raio do sensor de radiação utilizado nos estudos sobre a emissividade  
 $S$  – área  
 $S_{SS}$  – área do suporte de aço inox  
 $S_{ef}$  – secção eficaz  
 $T$  – temperatura  
 $T_0$  – temperatura de fusão da solda usada para a soldura entre o tubo de aço inox e os blocos de cobre  
 $T_{BF}$  – temperatura do bloco frio do interruptor  
 $T_{BQ}$  – temperatura do bloco quente do interruptor  
 $T_{Crio}$  – temperatura da criobomba  
 $T_F$  – temperatura da extremidade fria do condutor  
 $T_{inter}$  – temperatura de funcionamento do interruptor  
 $T_{ON}$  – temperatura da criobomba para a entrada no estado ON do interruptor térmico  
 $T_{OFF}$  – temperatura da criobomba para a entrada no estado ON do interruptor térmico  
 $T_Q$  – temperatura da extremidade quente do condutor  
 $\dot{T}$  – derivada da temperatura em ordem ao tempo  
 $\dot{T}_{BQ}$  – derivada da temperatura do bloco quente em ordem ao tempo  
 $t$  – espessura  
 $V$  – volume  
 $\alpha(T)$  – coeficiente de expansão linear  
 $\alpha$  – absorvância  
 $\gamma - C_p/C_v$   
 $\Delta$  – largura do hiato gasoso  
 $\Delta m_{BQ}$  – diferença das massas do bloco quente antes e depois da douragem  
 $\Delta m_{BF}$  – diferença das massas do bloco frio antes e depois da douragem  
 $\Delta T$  – diferença de temperatura entre os blocos (quente e frio) do interruptor  
 $\varepsilon$  – emissividade  
 $\varepsilon_{Au}$  – emissividade do ouro  
 $\varepsilon_h$  – emissividade hemisférica  
 $\eta$  – viscosidade  
 $\lambda$  – livre percurso médio  
 $\rho$  – reflectividade  
 $\sigma$  – constante de *Stefan – Boltzmann*  
 $\tau$  – transmitância

$\tau_c$  – tempo característico da termalização da criobomba  
 $\phi$  – diâmetro  
 $\phi_{ext}$  – diâmetro externo  
 $\phi_{int}$  – diâmetro interno  
 $\phi_{max}$  – diâmetro máximo dos blocos constituintes do interruptor  
 $\phi_{SS}$  – diâmetro do suporte de aço inox

#### Acrónimos

BF – Bloco Frio  
BQ – Bloco Quente  
c.d.o. – comprimento de onda  
DF – Dedo Frio  
ESU – *Energy Storage Unit*  
GGHS – *Gas Gap Heat Switch*  
MLI – *Multilayer Insulation*  
RRR – Razão da resistividade residual



# 1. Objectivos

O trabalho aqui apresentado foi desenvolvido no laboratório de Criogenia do centro de investigação CEFITEC da FCT/UNL e teve como principal objectivo produzir um interruptor térmico por meio de uma montagem inovadora. Trata-se de um engenho com diversas aplicações na área de criogenia, nomeadamente para o controlo e a gestão térmica da temperatura em satélites. São empregados também em Unidades de Armazenamento de energia (*Energy Storage Unit* – ESU)[1] a baixas temperaturas.

No projecto desenvolveu-se um interruptor térmico a hiato<sup>1</sup> gasoso sendo este hiato provocado pela dilatação térmica diferencial dos materiais usados no corpo do interruptor. O conceito aplicado fez prever um hiato (local onde o gás se situa no estado ON do interruptor) muito reduzido ( $\approx 7 \mu\text{m}$  a 70 K), de dimensões inferiores às possíveis de obter pela maquinaria precisa de peças. Para temperaturas de funcionamento do interruptor elevadas (entre 200K e 300 K), este hiato proporciona uma condutância elevada ao interruptor no seu estado fechado (ON).

O trabalho teve ainda um segundo objectivo: minimizar a transferência de calor, sob a forma de radiação, entre os dois blocos de cobre do interruptor e entre os blocos e os ecrãs do criorefrigerador. Para reduzir a contribuição da radiação térmica, recorreu-se a electrodeposições de filmes finos de ouro sobre os blocos de cobre do interruptor. Numa fase inicial do processo, executou-se testes relacionados com a douragem (por electrodeposição) de peças de cobre bem como cálculos e medições associadas à emissividade das peças obtidas. As douragens de teste serviram para prever e verificar a espessura dos filmes depositados num substrato de cobre e para a familiarização com o processo pois nunca tinha sido efectuado pelos colaboradores do laboratório de criogenia. Os cálculos e as medições de potência térmica radiada foram executados para determinar (e comparar) a emissividade referente aos blocos de cobre constituintes do interruptor.

O projecto foi iniciado com a elaboração dos desenhos técnicos do dispositivo sendo terminado com a caracterização experimental do mesmo num criorefrigerador. Os resultados experimentais alcançados foram comparados com os obtidos analiticamente. Uma mini criobomba original foi construída e acoplada ao dispositivo. Com o auxílio do *software LabView* foi implementado um controlador de temperatura PID para obter um controlo rápido e eficaz deste dispositivo[2].

Por último, realizou-se a montagem do interruptor térmico a um sistema criogénico para testá-lo e caracterizá-lo. Após a aquisição dos resultados experimentais, efectuou-se uma análise crítica dos mesmos.

---

<sup>1</sup> Também designado por *gap*.





## 2. Interruptor térmico

Um interruptor térmico (*Heat Switch*) é um componente capaz de comutar entre dois estados termicamente distintos: um estado ON, situação de boa condução térmica, e um estado OFF em que a condução térmica é reduzida quando comparado com o anterior.

Desenvolvem-se vários tipos de interruptores térmicos consoante a sua aplicação. Os interruptores usualmente construídos podem-se classificar em vários tipos:

Contacto mecânico – onde a condução térmica é assegurada pelo acoplamento físico entre os sólidos constituintes do dispositivo. Geralmente a comutação é produzida através de uma actuação mecânica ou electromagnética;

*Fluid – loop* – em que a comutação térmica é originada pelo controlo da variação de fluxo dum fluido num circuito fechado;

Hiato gasoso – a comutação entre estados é garantida pelo controlo de pressão de gás colocado entre os blocos (quente e frio) do interruptor.

O desempenho de um interruptor é avaliado através das condutâncias dos estados ON e OFF ( $K_{ON}$  e  $K_{OFF}$ ).

### 2.1. Interruptor térmico a gás de troca

Os interruptores a gás de troca (ou a hiato gasoso) são dispositivos constituídos por dois blocos separados por um hiato e fixados por um suporte (figura 2.1). A presença de uma pressão de gás suficientemente alta no hiato permite uma boa condução térmica entre dos blocos (estado ON). Para uma pressão de gás suficientemente baixa, a condução térmica é muito reduzida entre os dois blocos e o fluxo de calor atravessa essencialmente o suporte. Esta condição define um estado de baixa condução térmica: o estado OFF.

Os dois blocos são feitos dum material com boa condutividade térmica (por exemplo o cobre) enquanto o material do suporte apresenta uma condutividade reduzida (caso do aço inox).

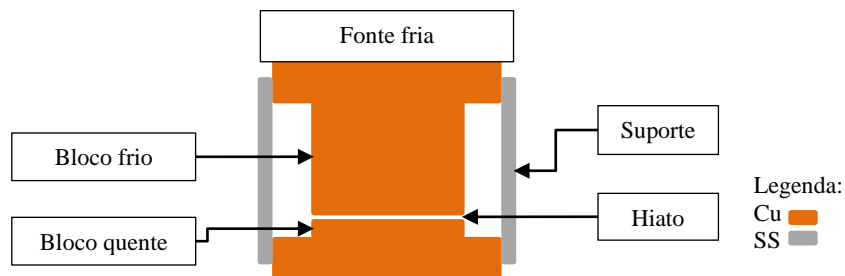


Figura 2.1 – Esquema ilustrativo de um interruptor térmico a hiato gasoso.

Na figura 2.1 verifica-se um dos blocos acoplado a uma fonte fria que poderá, por exemplo, ser um criorrefrigerador. É utilizada para termalizar o bloco frio a uma dada temperatura.

A pressão de gás entre os blocos corresponde ao parâmetro de controlo do aparelho, ou seja, sabendo a pressão do gás existente no hiato (de espessura  $\Delta$ ) pode-se determinar o estado de condução térmica em que o dispositivo se encontra.

Um interruptor térmico a hiato gasoso é conhecido por ser um dispositivo simples compacto e isento de partes móveis. A gama de temperatura de funcionamento do interruptor é restringida pelo gás empregado proporcionando que o mesmo dispositivo possa ser usado de forma versátil e para diversas aplicações. Um exemplo deste tipo de dispositivos é o interruptor a gás de troca desenvolvido por *Bywaters* e *Griffin*[3]. É constituído por dois blocos de cobre *OFHC*<sup>2</sup> cilíndricos e concêntricos entre si. Foram envolvidos por um tubo de material mau condutor térmico (neste caso o vidro). A figura 2.2 exhibe a geometria do aparelho mencionado.

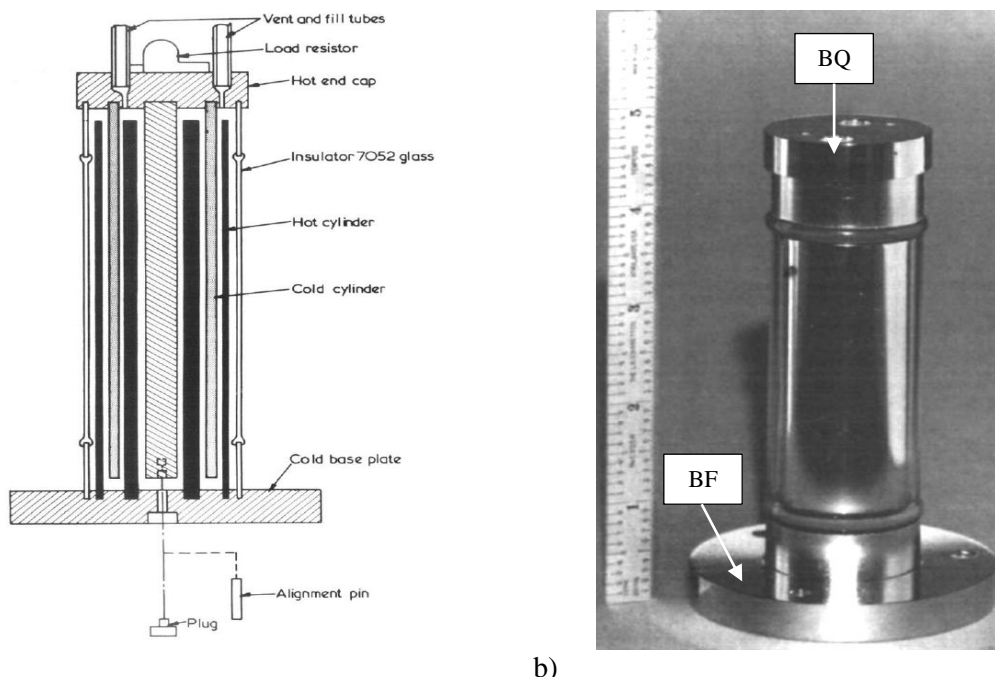


Figura 2.2 – Esquema(a)) e montagem experimental(b)) do interruptor térmico a gás de troca, desenvolvido por *Bywaters* e *Griffin*[3].

O gás utilizado na sua caracterização foi o hélio e o hiato gasoso, ou seja, o espaçamento que separa o bloco frio do quente é de 254  $\mu\text{m}$ . Os resultados previstos foram confrontados com os dados experimentais (tabela 2.1): uma razão (resistência térmica no estado OFF/ resistência térmica no estado ON) superior a 500 foi obtida.

Tabela 2.1 – Caracterização do interruptor térmico. Comparação entre os resultados obtidos e os calculados[3].

Resultados	Estado do interruptor	$T_{BQ}/\text{K}$	$T_{BF}/\text{K}$	$R_T/\text{KW}^{-1}$	$R_{OFF}/R_{ON}$
Obtidos	OFF	291,2	90,0	379,0	512
	ON	107,0	102,1	0,79	

## 2.2. Aplicações de interruptores térmicos

Os interruptores térmicos são aplicados em diversos sistemas criogénicos, nomeadamente em criorefrigeradores redundantes[4], em unidades de armazenamento de energia[5-7] e em compressores de adsorção utilizados em micro refrigeração[8].

A redundância dos criorefrigeradores corresponde a uma montagem onde estas fontes frias operam dessincronizadas, isto é, enquanto um criorefrigerador está a funcionar (a arrefecer o componente), o outro encontra-se desligado e desacoplado do componente a arrefecer por um interruptor térmico. Caso avarie o criorefrigerador activo, o interruptor

<sup>2</sup> *OFHC* – Oxygen Free High Conductivity

térmico desacopla-o e um outro interruptor activa a outra fonte fria inicialmente desacoplada (figura 2.3).

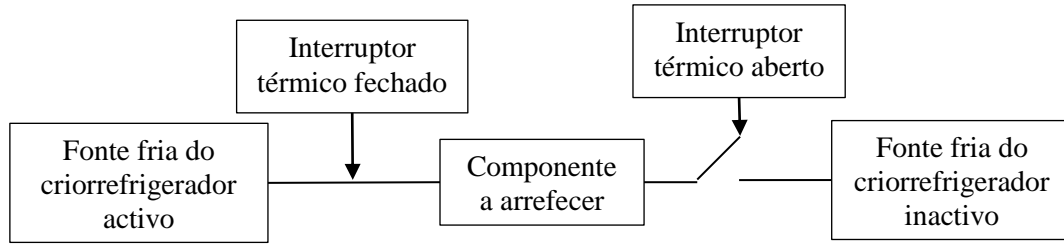


Figura 2.3 – Diagrama de blocos ilustrativo da redundância de criorefrigeradores.

No grupo de criogenia (CEFITEC FCT/UNL), os interruptores têm sido empregados no estudo de diferentes unidades de armazenamento de energia (ESU – *Energy Storage Unit*). Estas unidades consistem em reservatórios de entalpia capazes de manter a baixa temperatura, posteriormente à paragem do criorefrigerador, durante um certo intervalo de tempo. O interruptor é responsável pelo acoplamento/desacoplamento do dedo frio do criorefrigerador ao reservatório de energia sendo este arrefecido quando o interruptor está fechado (estado ON) e isolado quando aberto (OFF). Após a paragem do criorefrigerador consegue-se eliminar as perturbações térmicas, mecânicas e electromagnéticas provenientes da operação destas máquinas.

A figura 2.4 ilustra dois reservatórios de energia desenvolvidos pelo grupo de criogenia sendo o primeiro (figura 2.4 – a)) um ESU de chumbo (Pb) apto para armazenar  $\approx 36$  J entre os 11 K e os 20 K[5]; e o segundo (figura 2.4 – b)) um ESU de  $\text{Gd}_2\text{O}_2\text{S}$  (GOS). O reservatório conserva  $\approx 30$  J de 3 K a 6 K[6].

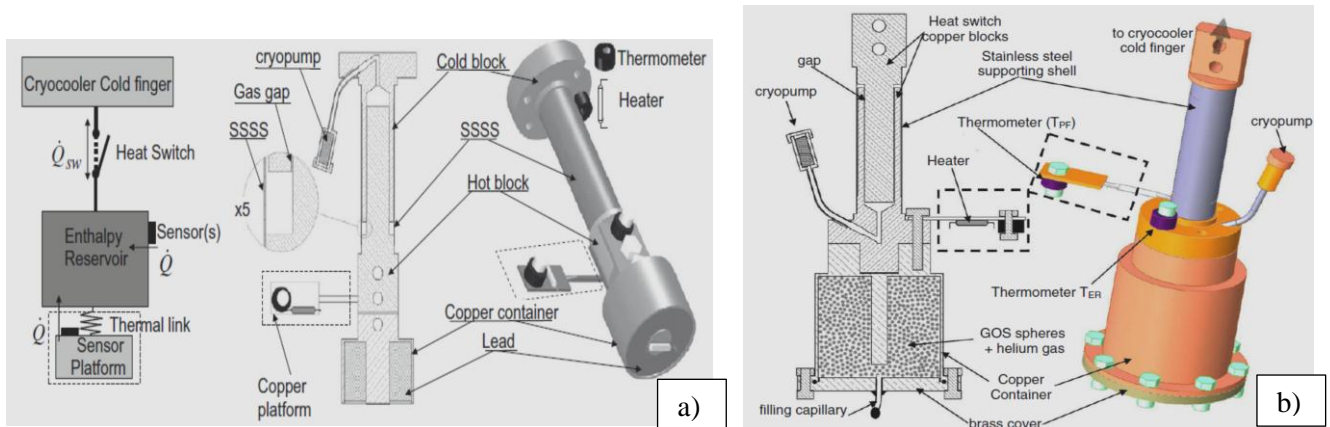


Figura 2.4 – a) – Esquematização referente à montagem criogénica do ESU de chumbo (Pb)[5]. b) – Montagem criogénica utilizando o ESU de GOS[6]. Dispositivos existentes no laboratório de criogenia.

Além destes reservatórios que usam a capacidade calorífica dos materiais, desenvolveu-se também um ESU baseado na mudança de fase (líquida – gasosa) do azoto, com a capacidade de preservar 3600 J entre 65 K e 80 K[7].

Na caracterização dos ESU's desenvolvidos usaram o mesmo interruptor adequando-o a cada temperatura de trabalho apenas por alteração do gás de troca. A tabela 2.2 indica características dos ESU's mencionados e o gás utilizado no interruptor térmico.

Tabela 2.2 – Algumas especificações dos ESU's desenvolvidos pelo grupo de criogenia da FCT/UNL e gás empregado no interruptor durante a experiência[5-7, 9].

ESU	Material (dentro do reservatório)	Massa (sem reservatório) /g	Gás de troca do interruptor
ESU – Pb	Pb	110	H <sub>2</sub>
ESU – GOS	Gd <sub>2</sub> O <sub>2</sub> S	160	<sup>4</sup> He
ESU – N <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>	≈10	N <sub>2</sub>

### 2.3. Interruptores térmicos existentes no laboratório de criogenia

No laboratório de criogenia estavam disponíveis dois interruptores térmicos. Ambos são de hiato gasoso sendo um composto por dois blocos cilíndricos e concêntricos (figura 2.5) e por um invólucro de aço inox. Os blocos são em cobre e estão separados por um hiato cilíndrico de 100 µm. O invólucro de aço inoxidável, de diâmetro interno de 14 mm, apresenta uma espessura de 100 µm e uma altura de 50 mm. É responsável pelo suporte mecânico dos blocos de cobre bem como por manter a estanquidade deste dispositivo.

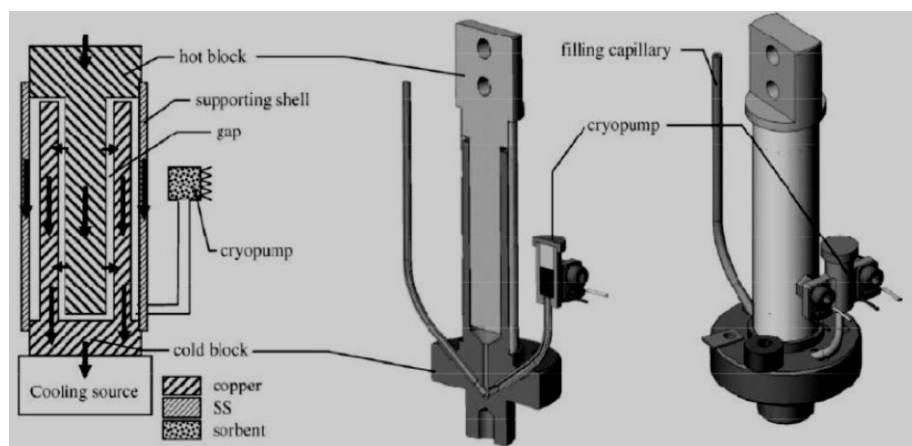


Figura 2.5 – Ilustração referente ao interruptor térmico de hiato cilíndrico a gás de troca. Vista tridimensional e em corte do dispositivo disponível no laboratório de criogenia[1].

O dispositivo, indicado em 2.5, já foi caracterizado para diferentes gases tais como o hélio (He)[6], o hidrogénio (H<sub>2</sub>)[2], o néon (Ne)[1] e o azoto (N<sub>2</sub>)[10]. Conforme o gás utilizado, tanto o intervalo de temperatura de funcionamento deste dispositivo como as suas características, isto é, as condutâncias ON e OFF são variáveis.

No segundo interruptor térmico (figura 2.6), nos blocos (frio e quente), também fabricados em cobre, foram maquinadas palhetas que se montam de forma interdigital. As palhetas encontram-se espaçadas de 100 µm. O tubo de aço inox, com uma espessura de 100 µm e uma altura de 38 mm, desempenha as mesmas funções referidas no interruptor térmico anterior.

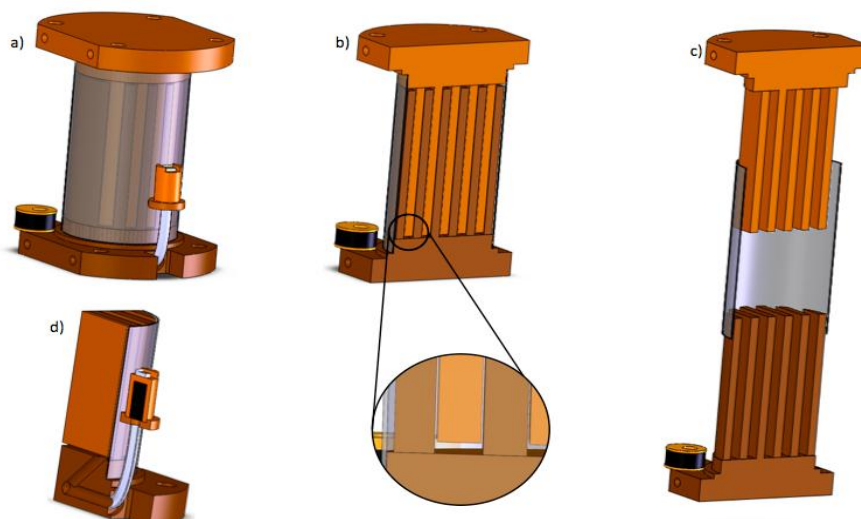


Figura 2.6 – Representação esquemática do interruptor a hiato gasoso, desenvolvido no laboratório de criogenia. Detalhe existente entre as palhetas do bloco quente e do bloco frio[9].

A condutância ON destes dispositivos é favorecida por uma elevada área de face-a-face entre os blocos e uma reduzida distância entre eles. Já a sua condutância OFF está determinada pelas dimensões do suporte de aço inox.

Os interruptores térmicos mencionados apresentam características ( $K_{ON}$  e  $K_{OFF}$ ) distintas. A tabela 2.3 mostra os resultados das grandezas referidas onde o gás de troca foi o azoto. O estudo foi realizado à temperatura de 70 K.

Tabela 2.3 – Comparação quantitativa dos dois interruptores térmicos a gás de troca existentes no laboratório de criogenia.  $T=70$  K[9].

Interruptores térmicos	$K_{ON}/\text{mWK}^{-1}$	$K_{OFF}/\text{mWK}^{-1}$	ON/OFF
Cilindros concêntricos	90	1	90
Palhetas	304	1,9	160

Verifica-se uma condutância, no estado ON e OFF, superior para o interruptor de palhetas quando confrontado com o interruptor de hiato cilíndrico. Como o interruptor de placas paralelas uma razão entre área e o hiato ( $S/\Delta$ ) muito maior à do outro a sua condutância ON é mais elevada. A diferença das condutâncias térmicas (no OFF) explica-se pelo comprimento do tubo de aço inox (38 mm para o interruptor de palhetas (figura 2.6) e 50 mm para o de hiato cilíndrico). Dependendo da característica mais importante para cada aplicação, assim será uma ou outra das construções a mais favorável.

A construção de interruptores deste tipo é complicada devido às tolerâncias reduzidas para a maquinação e construção das peças necessárias para obter um hiato pequeno e um tubo de aço inox de espessura  $\approx 100 \mu\text{m}$ .

O objectivo do interruptor térmico descrito neste trabalho passa por obter um hiato pequeno aproveitando as diferentes dilatações/contrações térmicas dos materiais. A priori, este processo permitiria hiatos muito inferiores a  $100 \mu\text{m}$ , permitindo um estado ON de maior condutância e evitando alguns problemas de maquinação.



### 3. Hiato obtido por dilatação térmica diferencial

#### 3.1. Princípio

Durante este trabalho, a formação do hiato deve-se à dilatação térmica diferencial dos materiais (envolvidos na sua construção) durante o arrefecimento do dispositivo. O processo consistiu em colocar os dois blocos de cobre em contacto entre eles e solidamente unidos (brasagem) por um elemento em aço inox (à temperatura  $T_0$ ), para depois ser possível adquirir o pequeno hiato pelo arrefecimento do conjunto. Este hiato é atingido de acordo com um dimensionamento adequado dos comprimentos das peças e graças também aos coeficientes de expansão térmica ( $\alpha(T)$ ) do cobre e do aço inox serem diferentes. A figura 3.1 esquematiza o processo descrito, onde  $T_0$  representa a temperatura à qual os comprimentos dos blocos de cobre e do tubo de aço inox se igualam ( $L_{SS} = L_{BF} + L_{BQ}$ ).

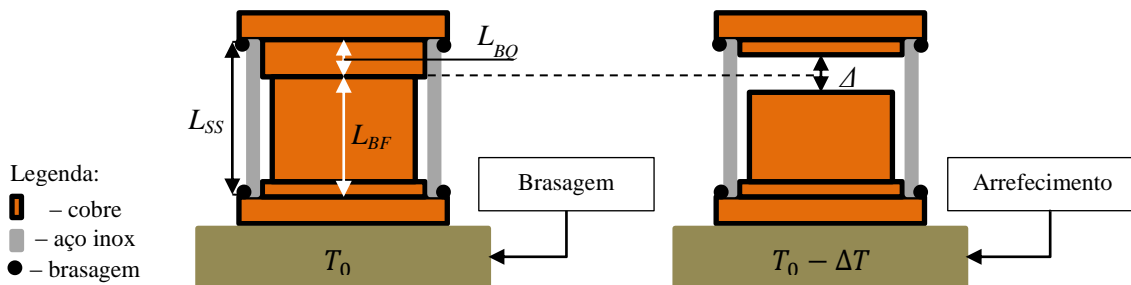


Figura 3.1 – Esquemática do interruptor térmico construído no momento da brasagem entre os blocos de cobre e o tubo de aço inox ( $T_0 = 494 \text{ K}$ ). A esta temperatura, os dois blocos de cobre estão em contacto físico. Os pontos a negro correspondem à zona onde se efectuou a brasagem. Ao arrefecer, a maior contração do cobre, comparativamente ao aço inox, vai conduzir à abertura do hiato ( $\Delta$ ).

$T_0$  é a temperatura à qual se realizou a brasagem entre os blocos de cobre e o tubo de aço inox para garantir a solidez do conjunto. Nesta brasagem, o conjunto foi suposto em equilíbrio térmico pois considerou-se que os seus elementos constituintes apresentavam a mesma temperatura ( $T_0$ ). Durante o arrefecimento do dispositivo e devido ao coeficiente de expansão térmica do cobre ser superior, comparado ao do aço inox, o comprimento do tubo de aço inox torna-se superior ao comprimento dos blocos de cobre ( $L_{SS} > L_{BF} + L_{BQ}$ ), ou seja, surge um hiato resultante da diferença dos comprimentos entre o tubo e os blocos ( $\Delta = L_{SS} - (L_{BF} + L_{BQ})$ ). Como a brasagem não foi realizada à temperatura ambiente, surgem incertezas associadas ao processo, nomeadamente a temperatura do conjunto pode não ser a mesma em todos os seus elementos constituintes, o que dificulta a determinação do hiato. Para a região das altas temperaturas ( $T \in [300; 500] \text{ K}$ ), os coeficientes de expansão térmica podem também suscitar incertezas porque os estudos sobre a dilatação térmica dos materiais é reduzido nesta gama de temperaturas.

#### 3.2. Dilatação/Contração térmica

A dilatação/contração térmica dos materiais é uma propriedade crítica em sistemas criogénicos pois os objectos vão geralmente contrair com o seu arrefecimento e de formas diferenciadas, para esta gama de temperaturas. Este facto pode contribuir com aspectos inconvenientes no aparelho, como por exemplo a aparição de fugas num dispositivo em sobrepressão[11] e/ou o exceder das tolerâncias físicas das partes constituintes do dispositivo[11].

A dilatação/contração térmica de um material é caracterizada pelo coeficiente de expansão térmica  $\alpha(T)$  definido como

$$\alpha(T) = \frac{1}{L} \frac{dL}{dT} \quad 3.1$$

$L$  é uma dimensão linear inicial dos objectos e  $dL/dT$  a variação dessa, em ordem à temperatura.

Na criogenia recorre-se muito frequentemente ao coeficiente integrado da dilatação térmica (*Integrated Coefficient Thermal Expansion*) definido como:

$$ICTE = \frac{L_T - L_{293}}{L_{293}} = \frac{1}{L_{293}} \int_{293}^T \frac{dL}{dT} dT \quad 3.2$$

Este coeficiente mede a variação relativa de comprimento entre 293 K e uma temperatura  $T$  que pode ser muito diferente. *Marquardt*[12] desenvolveu expressões para a ICTE para diversos materiais usados na criogenia sendo a sua representação geral a seguinte:

$$\frac{L_T - L_{293}}{L_{293}} = (a + bT + cT^2 + dT^3 + eT^4) \times 10^{-5} \quad 3.3$$

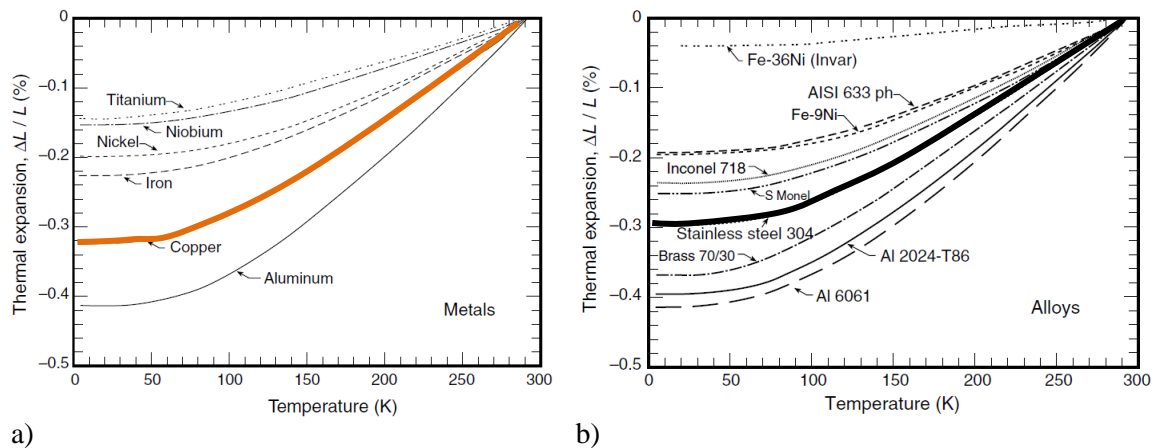
A tabela 3.1 apresenta os valores dos coeficientes  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  e  $e$ , indicados em 3.3, para metais e ligas metálicas usuais na área.

Tabela 3.1 – Coeficientes do ajuste para o integral da dilatação térmica para materiais distintos, usados na criogenia[4].

Coeficientes	Materiais					
	6061 – T6 Alumínio	304 Aço Inoxidável	718 Inconel	Cobre – Berílio	Ti-6Al-4V	NbTi
a	–412,72	–295,46	–236,6	–313,2	–171,1	–186,2
b	–0,30640	–0,40518	–0,2218	–0,4647	–0,2171	–0,2568
c	0,0087960	0,0094014	0,005601	0,01083	0,004841	0,008334
d ( $\times 10^{-6}$ )	–10,055	–21,098	–7,164	–28,93	–7,202	–29,51
e ( $\times 10^{-8}$ )	0	–1,8780	0	–3,351	0	–3,908
Intervalo de temperatura /K	[4 ; 300]					

A dilatação térmica dos materiais foi uma característica importante para o desenvolvimento do projecto já que se quis produzir um interruptor térmico a hiato gasoso, onde o hiato seria originado pela dilatação térmica diferencial dos blocos de cobre e do suporte de aço inox. Para tal foi relevante comparar este parâmetro para o cobre e o aço inox. A figura 3.2 mostra dois gráficos de dilatação térmica correspondentes a elementos metálicos e a ligas metálicas, respectivamente.





a) b)  
 Figura 3.2 – Dilatação linear integrada em função da temperatura. Os valores da dilatação estão indicados em percentagem (%). a) – Curvas referentes a metais[11]. b) – Gráfico relativo a ligas metálicas[11]. A curva do aço inox 304 também é válida para outra liga de aço inox – a 316[13].

Observa-se uma contracção superior para o cobre (fig. 3.2 a)) em relação ao aço inox 304 (fig. 3.2 b)), ou seja, o cobre possui um coeficiente de expansão térmica maior que o do aço inox. Assim, partindo de dois blocos de cobre em contacto entre eles e solidamente unidos por um elemento em aço inox (à temperatura de 494 K), é possível adquirir um pequeno hiato entre os blocos de cobre apenas pelo arrefecimento do conjunto solidificado.

Como mostra a figura 3.2, o par cobre – inox é o melhor compromisso para o dimensionamento do interruptor térmico em questão porque apresenta uma dilatação diferencial muito pequena, o que possibilita um hiato de dimensões muito reduzidas como se pretende. Para além desta característica, o par de materiais mencionado apresenta outras, nomeadamente a possível brasagem entre eles, a sua fácil maquinabilidade e a sua condução térmica ser propícia ao desenvolvimento do dispositivo.

### 3.3. Determinação do Hiato

Foram realizados estudos relacionados com a dilatação térmica dos materiais, com o intuito de prever o resultado experimental associado ao hiato.

Na análise e face aos dados disponíveis, observou-se a dilatação térmica em duas regiões:

Zona das baixas temperaturas – onde a temperatura está compreendida entre 4 K e 300 K, correspondente à gama de funcionamento do interruptor;

Zona das altas temperaturas – associada a temperaturas situadas acima de 293 K e abaixo de 500 K.

A necessidade de examinar esta zona surgiu devido à brasagem a quente dos blocos de cobre com o suporte de aço inox. Este processo foi concretizado na gama de temperatura indicada, usando como solda (ou material de adição) uma liga Sn – Ag que funde a 221 °C ( $\approx 494$  K).

Na região das baixas temperaturas ( $T \in [4; 300]$  K) recorreu-se aos ajustes disponibilizados pelo NIST[13]. Neste intervalo de temperaturas o ajuste para o aço inox é idêntico ao indicado na equação 3.3, sendo os coeficientes ( $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  e  $e$ ) iguais para dois tipos de aço inox, nomeadamente a liga 304 e a liga 316. Para o cobre, o NIST fornece apenas um ajuste do coeficiente de expansão térmica em função da temperatura. A dilatação térmica integrada deste material foi calculada.

Na zona das altas temperaturas, efectuou-se uma pesquisa para a dilatação térmica dos materiais considerados. A figura 3.3 resume a diversidade de resultados encontrados para os aços inox.

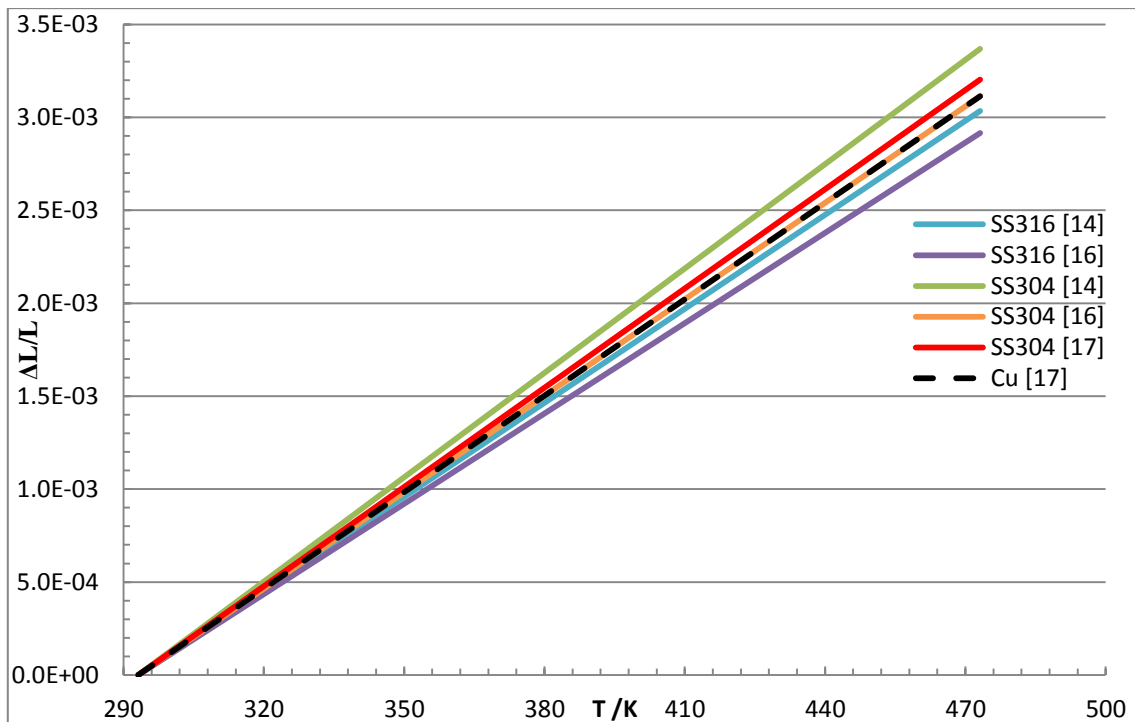


Figura 3.3 – Curvas da dilatação térmica integrada ( $\Delta L/L$ ) referentes aos materiais cobre, SS304 e SS316 para as altas temperaturas.

Verificou-se alguma discrepância nos dados relativos aos aços inox e, além disso, uma dilatação térmica diferente entre o aço inox 304 e o 316. A dilatação térmica do 304 nunca é inferior à do 316 consoante as referências consultadas[14, 15].

As curvas baseadas no artigo do *Valdiviez*[14] (curvas verde e azul) representam os resultados, para os dois aços, menos favoráveis para a construção do interruptor de dilatação pois apresentam dilatações elevadas. No caso do SS316 os dados continuam a ser inferiores aos do cobre.

Os dados provenientes da *AK Steel*[16] (curvas laranja e roxa) dizem respeito aos menores valores da dilatação térmica de ambos os aços inox sendo o comportamento do SS304 idêntico ao do cobre, nesta referência.

A curva para o aço inox 304, segundo os valores do *Matweb*[17] (curva vermelha), correspondeu a um valor intermédio entre os resultados provenientes do artigo e da *AK Steel*.

Para a construção do interruptor térmico, escolheu-se o aço inox 316 devido à sua dilatação térmica ser sempre inferior à do cobre. O mesmo não se verificou para o aço inox 304 já que este, segundo os resultados, apresenta uma dilatação térmica superior (ou igual) à do cobre.

Efectuou-se o cálculo da dilatação térmica para o cobre e o aço inox 316, onde se considerou o ponto de solidificação da solda (a 494 K) como a temperatura à qual os comprimentos de cobre e de aço inox se igualam e a brasagem dos elementos constituintes do interruptor (suporte + blocos) se solidifica.

Pelo cálculo numérico da dilatação térmica integrada de cada material, observou-se o comportamento pretendido dos mesmos já que o aço inox apresentou uma dilatação térmica inferior à do cobre, o que possibilita a abertura do hiato entre os blocos de cobre no interior do suporte SS316. Com o cálculo do comprimento de ambos os materiais em função da temperatura (figura 3.4), estimou-se a variação do hiato com a temperatura considerando  $L_{BQ} = 0 \text{ mm}$ ,  $L_{BF} = 15 \text{ mm}$  e  $L_{SS} = 15 \text{ mm}$  à temperatura de 494 K.

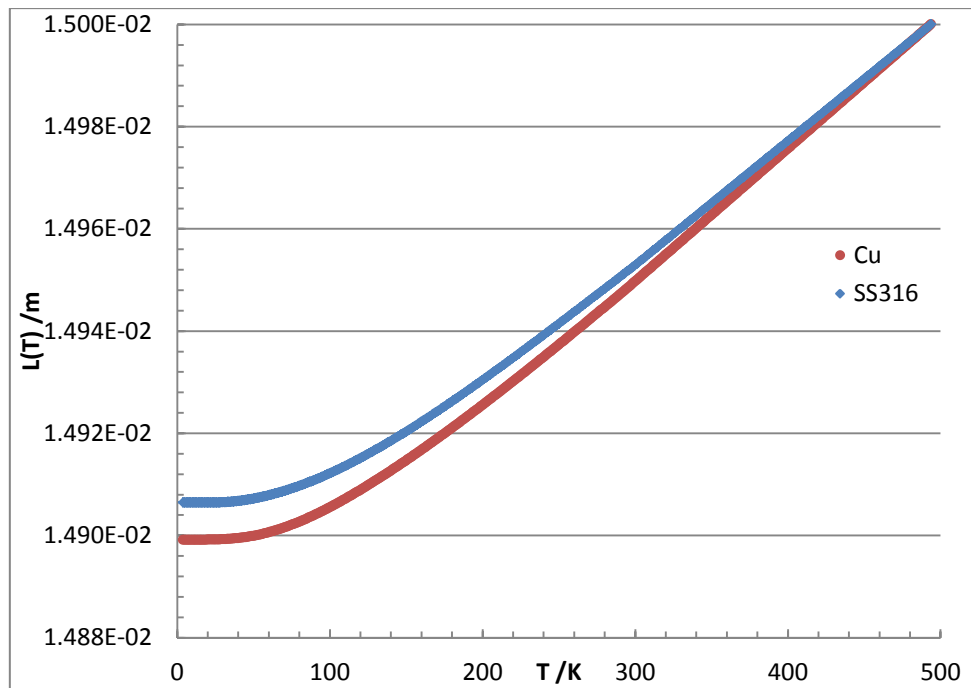


Figura 3.4 – Comprimento dos corpos fabricados em cobre e aço inox, em função da temperatura. Resultado obtido para uma temperatura  $T=494$  K, correspondente ao ponto de fusão da solda usada, no processo de brasagem dos dois blocos de cobre ao invólucro de aço inox.

À temperatura  $T = 494$  K, os blocos de cobre estão em contacto físico e o comprimento do bloco frio torna-se igual ao da peça de inox (comprimento de referência) pelo processo de brasagem. O bloco frio do interruptor e o suporte de aço inox têm um comprimento de 15 mm enquanto o comprimento do bloco quente é nulo ( $L_{BQ} = 0$  mm). Nesta fase (i.e. durante a brasagem) os dois blocos de cobre estão encostados um ao outro, ou seja, o hiato é nulo.

O hiato foi previsto através da diferença das curvas ( $L(T)$ ) do cobre e do aço inox (figura 3.4). A figura 3.5 indica o comportamento do hiato com a temperatura.

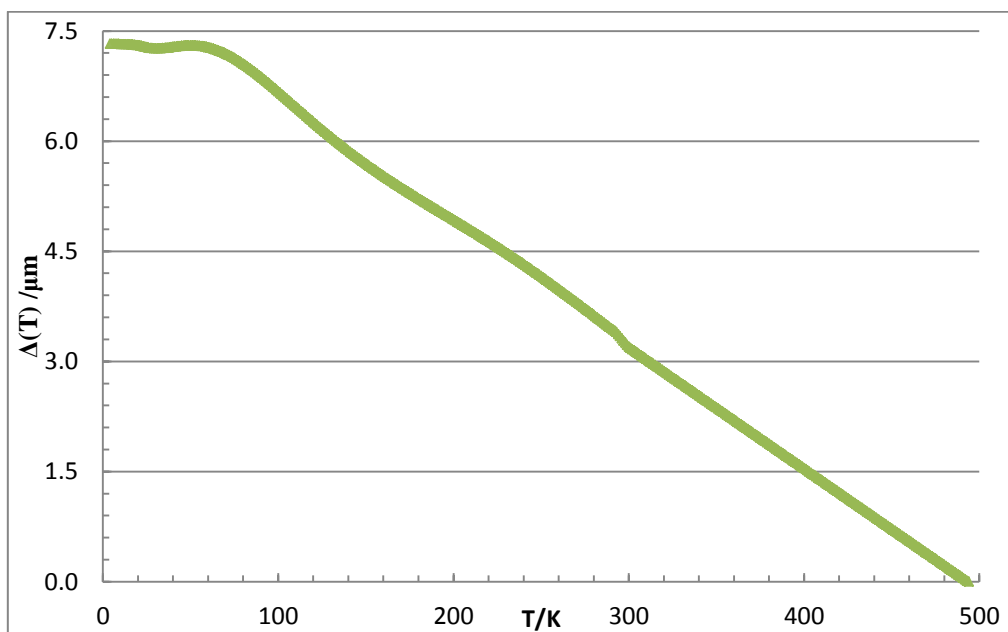


Figura 3.5 – Hiato gasoso em função da temperatura. Resultado obtido segundo os dados disponíveis para a dilatação térmica dos materiais cobre e aço inox 316 e supondo os blocos e o suporte como um todo isotérmico.

A separação entre os blocos de cobre aumenta à medida que a temperatura diminui. Utilizando as dimensões e características dos materiais considerados, prevê-se um hiato de  $\approx 3 \mu\text{m}$  a 300 K e  $\approx 7,4 \mu\text{m}$ , para  $T \lesssim 70 \text{ K}$ .

Segundo este princípio, a formação do hiato no interruptor térmico traz algumas vantagens ao dispositivo, nomeadamente a mecânica de precisão em torno da sua construção ser mais fácil, em comparação com os interruptores já mencionados (Cf. secção 2.3) e a condutância do estado ON ser elevada para altas temperaturas graças ao hiato muito reduzido nesta gama.

Para comprovar os resultados previstos para o hiato, tendo em conta também as restrições da montagem criogénica, as dimensões do interruptor foram desenhadas onde o seu comprimento total é de 31 mm e o seu diâmetro efectivo de  $\approx 38 \text{ mm}$ . O comprimento total do dispositivo proporciona a maquinação de um tubo de aço inox com um comprimento  $\approx 19 \text{ mm}$ , de modo a garantir um comprimento efectivo de 15 mm, disponível para a dilatação térmica diferencial dos materiais. Esta medida permite ainda a construção dum interruptor térmico com um estado OFF razoável porque o comprimento do tubo de aço inox não é demasiado curto. Mais pormenores sobre a construção serão dados no capítulo 7.

## 4. Condução térmica nos gases

A transferência de calor entre corpos surge segundo três modos: condução, convecção e radiação. No interruptor térmico construído durante este trabalho ocorre permuta de calor essencialmente por condução e radiação, sendo a condução térmica o processo responsável pelo funcionamento do interruptor. Neste dispositivo, a radiação térmica corresponde a uma troca de calor indesejada (“parasita”) porque geralmente prejudica o estado do interruptor térmico em que se pretende um controlo eficaz da transferência de calor (estado OFF). Esta troca térmica é quantificada pela *Lei de Stefan – Boltzmann*[18]. Neste capítulo vai-se abordar a transferência de calor por condução, em particular nos gases por esta intervir activamente na condutância térmica do interruptor térmico projectado.

### 4.1. Condução

O calor transferido por condução nos sólidos é descrito pela equação 4.1.

$$\dot{Q}_{cond} = -k(T)S \frac{\partial T}{\partial x} \quad 4.1$$

Esta é válida para um sistema unidimensional[18] onde  $k(T)$  representa a condutividade térmica do material,  $S$  a área de secção transversa ao fluxo de calor e  $\frac{\partial T}{\partial x}$  o gradiente térmico ao longo do comprimento do condutor. Para um condutor térmico cujas extremidades estão a temperaturas muito diferentes ( $T_Q$  e  $T_F$ ), é preciso tomar em conta a variação com a temperatura da condutividade térmica  $k(T)$ : o fluxo de calor pode ser então calculado integrando:

$$\dot{Q}_{cond} = \frac{S}{L} \int_{T_F}^{T_Q} k(T) dT \quad 4.2$$

No interruptor construído  $T_Q$  e  $T_F$  traduzem as temperaturas do bloco quente (BQ) e frio (BF), respectivamente e  $L$  o comprimento do condutor (direcção do fluxo de calor).

No caso de diferenças de temperatura reduzidas, a expressão 4.2 é aproximada à equação 4.3, devido à condutividade térmica ser aproximadamente constante neste intervalo de temperatura.

$$\dot{Q}_{cond} = \frac{S}{L} k \Delta T \quad 4.3$$

$k$  pode ser tomada como a condutividade térmica correspondente ao valor médio das temperaturas  $T_Q$  e  $T_F$  e  $\Delta T = T_Q - T_F$ .

### 4.2. Condução nos gases

A condução térmica nos gases está dependente do regime de fluxo do gás. O regime é identificado através da comparação relativa entre o livre percurso médio<sup>3</sup> ( $\lambda$ ) e  $\delta$ , dimensão ao longo da qual o calor é transportado. O livre percurso médio (em unidades SI) pode ser calculado pela seguinte expressão[19]:

$$\lambda = 3,62 \frac{\eta(T)}{P} \sqrt{\frac{T}{M}} \quad 4.4$$

Onde  $\eta(T)$  expressa a viscosidade do gás,  $P$  a pressão,  $T$  a temperatura e  $M$  a massa molar.

Os tipos de fluxo relevantes no projecto foram o regime viscoso (ou laminar[20]), o molecular e o intermédio. No regime viscoso o livre percurso médio é inferior às dimensões do

---

<sup>3</sup> Distância média percorrida por uma partícula, entre duas colisões sucessivas.

sistema ( $\lambda \ll \delta$ ), enquanto no molecular sucede o contrário, ou seja,  $\lambda \geq \delta$ . Estas condições são apuradas pela pressão de gás no interior do interruptor térmico.

#### 4.2.1. Regime viscoso

No interruptor térmico, o fluido situa-se no regime viscoso quando o livre percurso médio for inferior ao hiato gasoso ( $\lambda \ll \Delta$ ). Nestas condições e para um gás ideal, a condutividade térmica do gás é independente da pressão mas dependente da temperatura e da massa molar do gás e é dada pela expressão 4.5[9].

$$k(T) = \frac{1}{3N_A S_{ef}} \left( \frac{2RT}{M} \right)^{\frac{1}{2}} c_{mol} \quad 4.5$$

Onde  $N_A$  é o número de *Avogadro*,  $S_{ef}$  a secção eficaz de colisão entre duas partículas,  $R$  a constante dos gases ideais e  $c_{mol}$  capacidade calorífica molar que é constante para um gás ideal. A figura 4.1 mostra curvas da condutividade térmica, para diferentes gases.

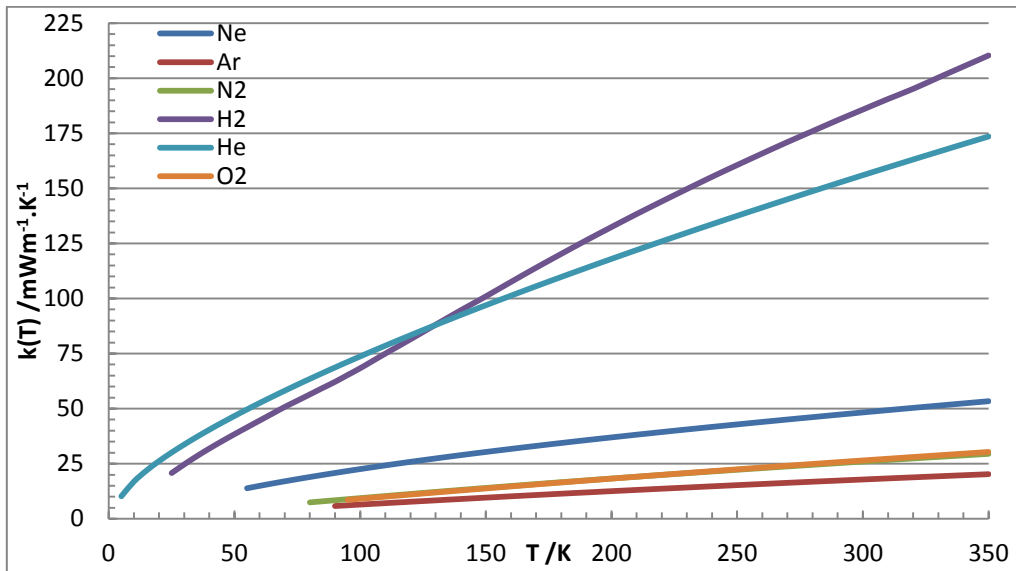


Figura 4.1 – Condutividade térmica em função da temperatura, para os gases mais utilizados na criogenia. Curvas obtidas pelo REFPROP® (NIST[13]). Estes dados dizem respeito ao regime viscoso do fluido.

Conforme a expressão 4.5, verifica-se uma proporcionalidade da condutividade térmica com a temperatura e com a massa molar do gás.

Neste regime, a expressão 4.3 é válida sendo o comprimento ( $L$ ) substituído pelo hiato ( $\Delta$ ) de gás.

#### 4.2.2. Regime molecular

O gás, colocado no interior do interruptor, encontra-se no regime molecular quando a condição ( $\lambda \geq \Delta$ ) for satisfeita, ou seja, para um livre percurso médio superior ao hiato, o fluido está no regime molecular.

Para este tipo de fluxo, a condução no gás é dada pela equação 4.6.

$$\dot{Q}_{molec} = S \left( \frac{\gamma+1}{\gamma-1} \right) \left( \frac{R}{8\pi MT} \right)^{1/2} P \Delta T \quad 4.6$$

Onde  $\gamma = C_P/C_V$ , ou seja, a razão entre as capacidades caloríficas a  $P$  e  $V$  constantes. Neste regime a potência térmica é dependente da pressão ( $\dot{Q}_{molec} \propto P$ ) e independente do comprimento  $\Delta$ , ao contrário do que sucede para o regime viscoso.

### 4.2.3. Regime intermédio

O regime intermédio corresponde à transição do fluxo viscoso para o molecular e/ou vice-versa. Entre os dois regimes, o problema é mais complicado mas foi mostrado recentemente que, no caso dos interruptores a gás de troca, uma expressão do tipo da eq. 4.7 parece descrever bem este regime[21].

$$\frac{1}{\dot{Q}_{inter}} = \frac{1}{\dot{Q}_{molec}} + \frac{1}{\dot{Q}_{visc}} \quad 4.7$$

Uma característica de um interruptor térmico é a sua condutância térmica ( $K$ ), isto é, a razão  $\dot{Q}/\Delta T$  em que  $\dot{Q}$  é o fluxo de calor que atravessa o dispositivo e  $\Delta T$  é a diferença de temperatura entre os blocos (quente e frio) constituintes do mesmo. Os regimes de condução brevemente descritos estão resumidos na figura 4.2, em que é representado esquematicamente os três regimes de condutância térmica de um hiato gasoso.

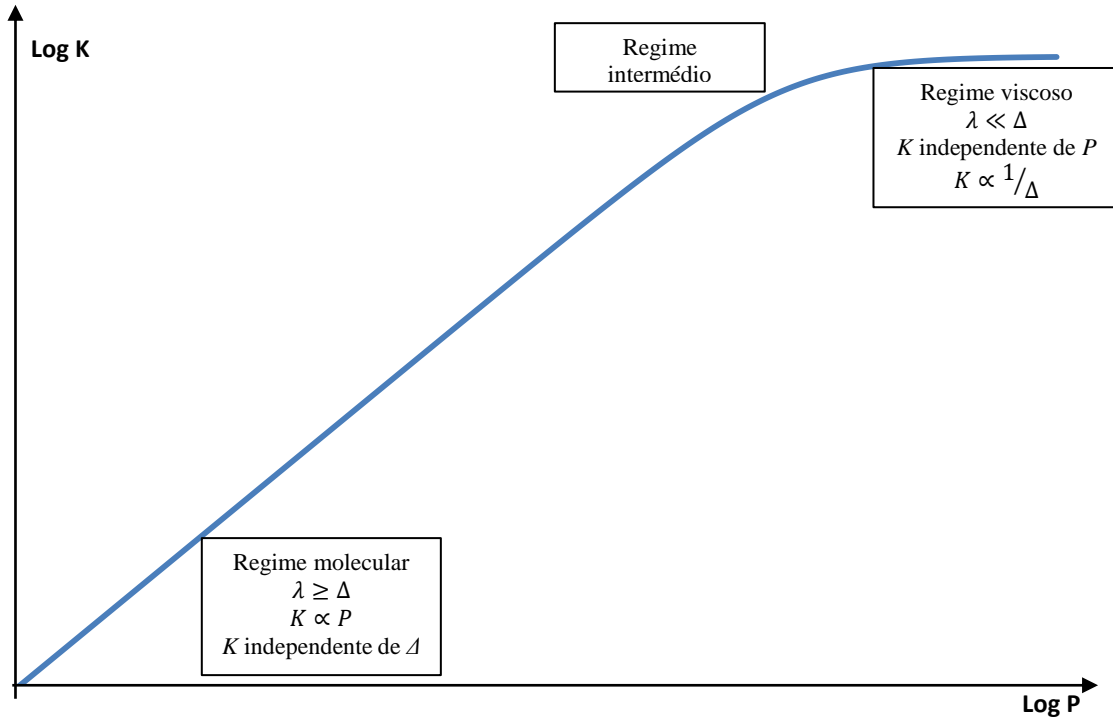


Figura 4.2 – Condutância através de um “hiato gasoso” em função da sua pressão.

Pela figura 4.2, observa-se que o máximo da condutância térmica de um interruptor de hiato gasoso é obtido no regime viscoso, ou seja, para pressões de gás suficientemente elevadas dentro do dispositivo. É neste regime que se obtém o estado ON do interruptor.

No regime molecular (como  $K \propto P$ ), à medida que a pressão de gás no hiato diminui a condutância térmica desse “hiato gasoso” diminui proporcionando a obtenção do estado OFF do interruptor, neste regime.

Como se verá mais tarde, na realidade este  $K$  vai ser limitado pela condução térmica através do suporte de aço inox (ver secção 6.4.2).





## 5. Radiação e douragem

Num interruptor térmico, para além da transferência de calor por condução, pode coexistir fluxo de calor por radiação que, como já foi mencionado, corresponde a uma potência “parasita” para o dispositivo a implementar já que intervém, negativamente, no estado onde se pretende uma transferência de calor controlada.

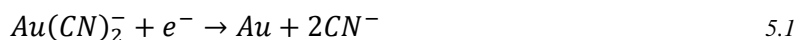
Para minimizar esta energia radiada pelas superfícies dos blocos de cobre, executou-se a electrodeposição de filmes finos de ouro (por electrólise) sobre os blocos (quente e frio) do interruptor. Este acabamento superficial permite a diminuição da emissividade das superfícies e, consequentemente, a redução da sua potência radiada. Para adquirir o acabamento superficial pretendido, electrodepositou-se partículas de ouro porque é um material resistente à oxidação, ao contrário do cobre (utilizado na construção dos blocos) que oxida-se facilmente.

### 5.1. Douragem

A douragem dos blocos de cobre do interruptor térmico foi feita através da galvanização. Trata-se de um processo de deposição de elementos químicos metálicos sobre materiais condutores, produzindo uma cobertura protectora para o substrato e introduzindo novas propriedades à peça final. Este processo executa-se com recurso a banhos galvânicos onde se aplica uma corrente eléctrica entre um cátodo e um ânodo. As espessuras dos filmes electroformados, segundo a técnica indicada, podem ultrapassar 50  $\mu\text{m}$ [22] dependendo das condições experimentais definidas. A qualidade e taxa de deposição dos revestimentos galvanizados são influenciadas por diversos factores, tais como o tipo de electrólito, e sua concentração de material a ser depositado, a temperatura do banho e a densidade de corrente aplicada[22].

O processo de douragem efectuado consistiu em aplicar uma corrente eléctrica entre a peça a dourar (montada no cátodo) e um eléctrodo inerte à reacção (colocado no ânodo) que atravessa uma solução (“banho de ouro”). Trata-se de uma solução composta por ouro (Au), cianeto de potássio (KCN), fosfato monossódico ( $\text{NaH}_2\text{PO}_4$ ) e sulfito de sódio anidro ( $\text{Na}_2\text{SO}_3$ ). Os dois primeiros são os reagentes intervenientes na electrodeposição enquanto os dois últimos são reguladores do pH (também conhecidos por soluções tampão) da solução, de forma a preservar a basicidade desta. A conservação de um pH básico é importante para a execução do método, em termos de segurança, pois garante a não formação de ácido cianídrico (HCN), composto letal para o ser humano.

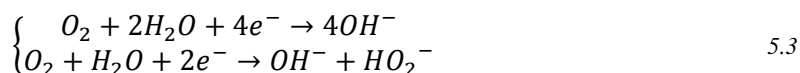
A reacção catódica responsável pela electrodeposição de filmes finos de ouro é a seguinte[23]:



Nesta reacção o ião  $\text{Au}^+$ , presente na solução aquosa, é atraído e depositado no cátodo depois de a carga ser neutralizada. A reacção pode ser decomposta em outras duas (eq. 5.2) correspondentes a passos intermédios da reacção anterior.



Durante esta reacção química, do tipo oxidação – redução, ocorrem outras reacções relacionadas com a redução do oxigénio (O<sub>2</sub>) presente na água (hidrólise). Estas vão competir com a reacção indicada em 5.1, utilizando a corrente eléctrica disponível para a deposição do ouro.



A douragem foi realizada segundo duas configurações para a montagem experimental onde a primeira consistiu na submersão da peça a dourar no banho de ouro. Neste caso a peça foi colocada dentro de um recipiente provido da solução e envolvida por um ânodo de aço inox<sup>4</sup>, como mostra a figura 5.1. É imperativo que o eléctrodo seja inerte para a reacção química por forma a não adicionar impurezas ao filme depositado.

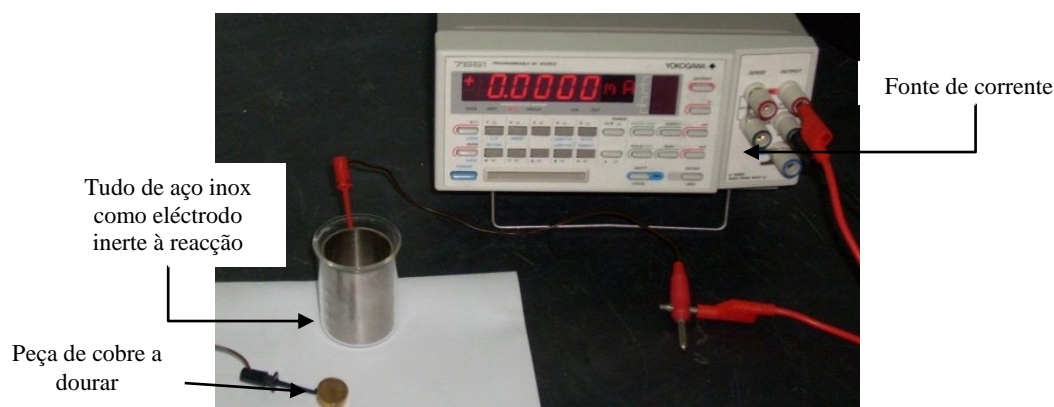


Figura 5.1 – 1ª configuração implementada na montagem experimental usada no processo de douragem das peças.

A segunda montagem baseou-se no método da electrodeposição por pincelagem em que a peça a dourar é pincelada pelo eléctrodo inerte depois de este estar embebido na solução de ouro. Este último método tem a vantagem de poder seleccionar as partes a dourar assim como de evitar banhos de ouro de grande volume. O pincel serve de ânodo e é embebido da solução de ouro, durante a execução do processo.

Em ambas as configurações executou-se testes sobre peças de cobre onde as primeiras tentativas, realizadas na 1ª montagem, focaram-se sobre o mascarar de uma zona no cobre com resina para que nesta o ouro não se deposite. Em particular, era preciso evitar a deposição do ouro na parte do cobre em contacto com a solda (brasagem entre o tubo de aço inox e os blocos de cobre dourados) já que o ouro dissolve-se quando em contacto com solda de estanho (Sn)[24, 25]. Na primeira configuração recorreu-se a três isolantes sendo estes os seguintes:

*Paraloid B-44* – trata-se de uma resina acrílica removível com acetona;

*Paraloid B-72* – uma outra resina acrílica mais espessa que a primeira. A remoção desta do substrato também é providenciada pela acetona;

*Cera parafínica & White Spirit* – consiste numa solução de cera dissolvida num líquido composto por benzeno e nafta, conhecido por petróleo branco.

Para a 1ª configuração, efectuou-se ensaios com os isolantes descritos mas os resultados foram pouco reproduzíveis.

Na 2ª configuração, realizou-se também experiências referentes ao isolamento, com recurso a várias fitas isoladoras. Através do método da pincelagem e de fita isoladora de electrónica conseguiu-se proteger a região que se pretendia manter intacta.

Os isolamentos utilizados também foram importantes na determinação da espessura do filme depositado já que, numa fase inicial, a espessura foi estimada com recurso a um

<sup>4</sup> Também se efectuou teste onde se utilizou como eléctrodo inerte uma rede cilíndrica de platina (Pt).

perfilómetro<sup>5</sup> (*Ambios XP-Plus 200 Stylus*). Trata-se de um aparelho composto por uma ponta de prova e com a função de percorrer a amostra na direcção indicada pelo operador. Com o isolamento proporcionado quis-se obter um degrau entre o filme de ouro e o substrato de cobre, de forma a ser verificável a espessura do filme fino pelo perfilómetro. Através deste dispositivo não se obteve resultados conclusivos devido à rugosidade do substrato ser da mesma ordem de grandeza da espessura do filme. Tentou-se melhorar as condições da amostra, através do seu polimento, mas a rugosidade superficial continuou a ser da mesma ordem de grandeza da espessura do filme impossibilitando a sua determinação pelo perfilómetro. A melhor das estimativas é de uma espessura  $t \in [0,24; 0,30] \mu m$  (figura 5.2). Devido a estas irregularidades, este método não se revelou fiável.

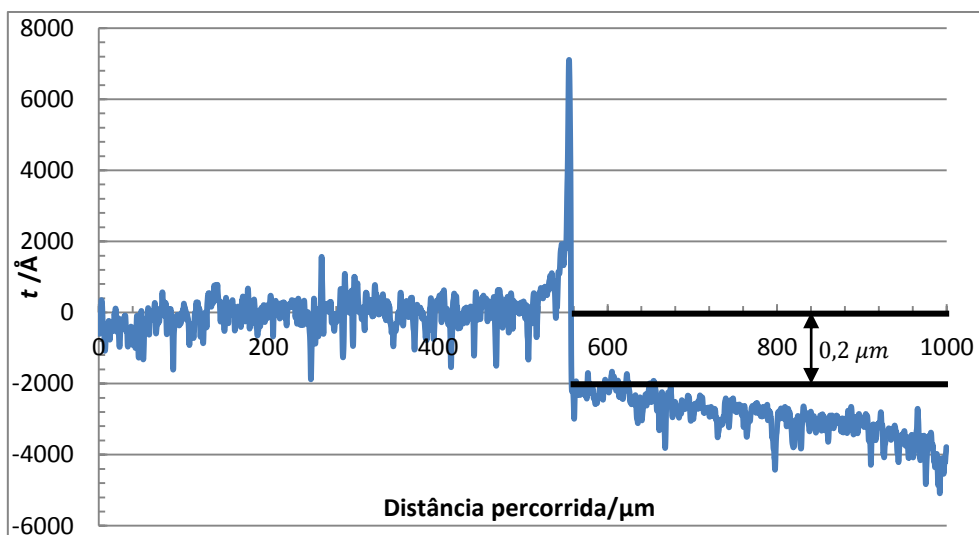


Figura 5.2 – Medição da espessura obtida pelo perfilómetro.

Para medir com menos incertezas a espessura média do revestimento, recorreu-se à pesagem das peças antes e depois da electrodeposição. Assim foi possível determinar a espessura assumindo uma deposição homogénea sobre a peça e dividindo o aumento de massa pela área onde se depositou a película. Esta massa por unidade de superfície é transformada em espessura utilizando a massa volúmica do ouro ( $\approx 19 \text{ g/cm}^3$ ).

O processo completo da douragem foi dividido em três etapas distintas:

- Preparação das peças a dourar;
- Douragem propriamente dita;
- Processo pós-douragem.

A preparação das amostras baseou-se num polimento mecânico (com papel de lixa de grão 1000 a 4000) e numa limpeza química onde se esfregou as peças com ácido fórmico ( $\text{CH}_2\text{O}_2$ ) e carbonato de cálcio ( $\text{CaCO}_3$ ). Após a aplicação destes dois produtos os substratos foram sempre lavados por água e acetona. A etapa serviu para evitar contaminações que prejudicassem a douragem.

Na segunda fase realizou-se as conexões eléctricas sendo a amostra montada como cátodo e o eléctrodo inerte como ânodo. Durante um período de tempo controlado, empregou-se uma determinada corrente eléctrica ao circuito de forma a provocar a electrodeposição do ouro na peça.

No último estágio do processo executou-se uma nova limpeza com auxílio do  $\text{CaCO}_3$ . Os resíduos associados ao processo foram removidos da amostra com água e acetona.

A tabela 5.1 mostra os valores, previstos e experimentais, obtidos para testes produzidos pela douragem por pincelagem. Executou-se sobre peças de cobre de área  $\approx 2 \text{ cm}^2$ , onde se

<sup>5</sup> O dispositivo foi disponibilizado pelos colegas do CENIMAT, da FCT/UNL.

aplicou uma corrente de 5 mA (densidade de corrente  $\approx 2,5 \text{ mA/cm}^2$ ) durante um intervalo de tempo de 6 min.

Tabela 5.1 – Resultados, teóricos e experimentais, da espessura do filme fino de ouro depositado.

$t / \mu\text{m}$ prevista	$m / g$ (antes de dourar) $\delta m =$ $= \pm 0,0001 \text{ g}$	$m / g$ (após douragem) $\delta m =$ $= \pm 0,0001 \text{ g}$	$\Delta m / \text{mg}$ $\delta(\Delta m) =$ $= \pm 0,2 \text{ mg}$	$t / \mu\text{m}$ experimental $\delta t =$ $= \pm 0,1 \mu\text{m}$	Âodos
0,3	11,8893	11,8911	1,8	0,5	Tubo de SS316
0,3	12,1009	12,1020	1,1	0,3	Malha de SS316L
0,3	11,4532	11,4545	1,3	0,3	Folha de SS304

Averiguou-se uma coerência razoável entre os resultados esperados e os experimentais para diferentes eléctrodos utilizados, ou seja, é possível aplicar qualquer um dos eléctrodos projectados (como ânodo) para efectuar a deposição.

## 5.2. Douragem dos blocos de cobre do interruptor

A douragem dos blocos de cobre (quente e frio) do interruptor foi obtida pelo método de electrodeposição “por pincelagem”. O eléctrodo positivo (ânodo) utilizado foi um tubo de aço inox 316 porque, comparado com os outros eléctrodos testados, o seu manuseamento é simples (para o operador) e adequado ao processo.

Na execução do procedimento, optou-se por aplicar uma corrente baixa (entre 5 mA e 10 mA) com o intuito de minimizar a formação de hidrogénio gasoso, processo competitivo com a deposição de ouro no substrato.

Devido às diferentes áreas, existentes nas peças, foi preciso determinar o tempo referente ao resultado pretendido, isto é, o tempo necessário à deposição de um filme fino de ouro com uma espessura de  $0,3 \mu\text{m}$ . Esses tempos foram previamente determinados através dos testes realizados em pequenas peças de cobre, onde se aplicou diferentes correntes eléctricas para depois medir-se a taxa de deposição. A partir destes valores calculou-se o número átomos depositados na superfície das peças de teste e consequentemente determinou-se o tempo de deposição necessário para as duas peças de cobre a dourar. Para as áreas menores aplicou-se 5 mA enquanto para as maiores 10 mA durante  $\approx 15$  e 30 minutos, respectivamente.

A figura 5.3 mostra o resultado obtido comparando-o com a situação anterior à douragem. Em ambos os blocos de cobre efectuou-se o polimento mecânico e a limpeza com os reagentes químicos mencionados. Através da pesagem de cada peça, antes ( $m_{BQ} \approx 56,9730 \text{ g}$ ;  $m_{BF} \approx 100,6192 \text{ g}$ ) e depois da douragem ( $\Delta m_{BQ} \approx 3,7 \text{ mg}$ ;  $\Delta m_{BF} \approx 18,3 \text{ mg}$ ), verificou-se uma espessura de filme  $\approx 0,3 \mu\text{m}$ , como se pretendia.

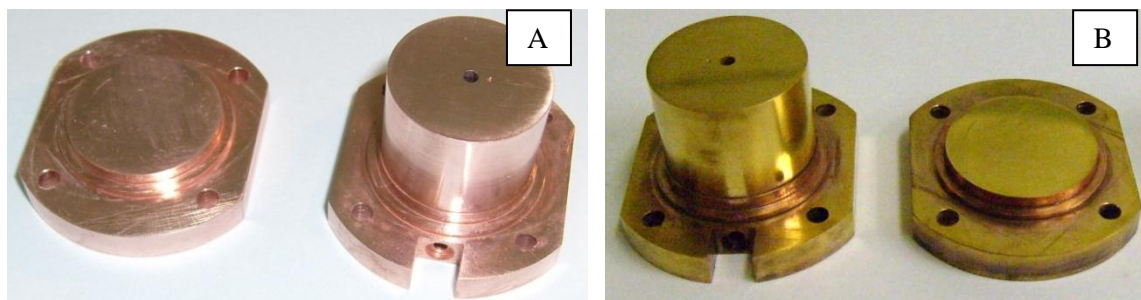


Figura 5.3 – Blocos de cobre antes (A) e depois (B) da douragem. Nota-se que as zonas de contacto entre o suporte de aço inox e os blocos de cobre não foram douradas intencionalmente.

### 5.3. Radiação

Como já mencionado, a energia electromagnética radiada por uma superfície à temperatura  $T$  transforma-se num calor “parasita” em aplicações criogénicas. Por unidade de área, a potência emitida ( $E_b$ ) é quantificada pela *lei de Stefan – Boltzmann* (eq. 5.4[18]) sendo este resultado obtido pela integração, sobre todos os valores do comprimento de onda (c.d.o.), da densidade de energia (*lei de Planck*; eq. 5.5).

$$E_b = \sigma T^4 \quad 5.4$$

$$u(\lambda, T) = \frac{8\pi hc \lambda^{-5}}{e^{hc/\lambda k_B T} - 1} \quad 5.5$$

Onde  $\sigma$  representa a constante de *Stefan – Boltzmann* ( $\sigma = 5,669 \times 10^{-8} \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$ ),  $h$  a constante de *Planck*,  $c$  a velocidade da luz,  $\lambda$  o c.d.o. e  $k_B$  a constante de *Boltzmann*.

Havendo dois corpos radiantes, a potência radiada do corpo  $i$  para o corpo  $j$ , a temperaturas distintas é então descrita pela seguinte equação[4]:

$$\dot{Q}_{rad} = \sigma A_i \mathfrak{F}_{ij} (T_i^4 - T_j^4) \quad 5.6$$

Onde  $\dot{Q}_{rad}$  é a energia transferida por unidade de tempo,  $\mathfrak{F}_{ij}$  o factor de forma de um corpo cinzento[4] e  $A_i$  a área superficial do corpo radiante  $i$ .  $\mathfrak{F}_{ij}$  é de uma função dependente da emissividade dos corpos radiantes e de um factor de forma ( $F_{ij}$ ) que contabiliza a geometria envolvente no processo.  $F_{ij}$ , conhecido por factor de forma de um corpo negro[4], define a fracção de energia emitida pela superfície  $i$  que chega à superfície  $j$ . É um parâmetro sensível à geometria dos corpos e tem em consideração o ângulo sólido formado entre as superfícies. A figura 5.4 apresenta alguns resultados de  $F_{ij}$  para diferentes geometrias.

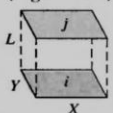
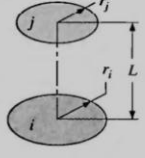
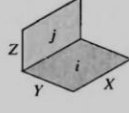
Geometry	Relation
<b>Aligned Parallel Rectangles</b> <b>(Figure 13.4)</b> 	$\bar{X} = X/L, \bar{Y} = Y/L$ $F_{ij} = \frac{2}{\pi \bar{X} \bar{Y}} \left\{ \ln \left[ \frac{(1 + \bar{X}^2)(1 + \bar{Y}^2)}{1 + \bar{X}^2 + \bar{Y}^2} \right]^{1/2} + \bar{X}(1 + \bar{Y}^2)^{1/2} \tan^{-1} \frac{\bar{X}}{(1 + \bar{Y}^2)^{1/2}} + \bar{Y}(1 + \bar{X}^2)^{1/2} \tan^{-1} \frac{\bar{Y}}{(1 + \bar{X}^2)^{1/2}} - \bar{X} \tan^{-1} \bar{X} - \bar{Y} \tan^{-1} \bar{Y} \right\}$
<b>Coaxial Parallel Disks</b> <b>(Figure 13.5)</b> 	$R_i = r_i/L, R_j = r_j/L$ $S = 1 + \frac{1 + R_j^2}{R_i^2}$ $F_{ij} = \frac{1}{2} \{ S - [S^2 - 4(R_j/r_i)^2]^{1/2} \}$
<b>Perpendicular Rectangles with a Common Edge</b> <b>(Figure 13.6)</b> 	$H = Z/X, W = Y/X$ $F_{ij} = \frac{1}{\pi W} \left( W \tan^{-1} \frac{1}{W} + H \tan^{-1} \frac{1}{H} - (H^2 + W^2)^{1/2} \tan^{-1} \frac{1}{(H^2 + W^2)^{1/2}} + \frac{1}{4} \ln \left\{ \frac{(1 + W^2)(1 + H^2)}{1 + W^2 + H^2} \left[ \frac{W^2(1 + W^2 + H^2)}{(1 + W^2)(W^2 + H^2)} \right]^{W^2} \times \left[ \frac{H^2(1 + H^2 + W^2)}{(1 + H^2)(H^2 + W^2)} \right]^{H^2} \right\} \right)$

Figura 5.4 – Factores de forma para geometrias tridimensionais[26]. Mais informações relacionadas com factores de forma são dadas no anexo I.2.

$F_{ij}$  apresenta duas propriedades relevantes para a resolução de problemas relacionados com radiação térmica, nomeadamente a relação de reciprocidade e a relação geral. A relação de reciprocidade que se obtém escrevendo a condição de equilíbrio térmico de dois corpos, descreve a proporcionalidade entre os factores de forma sendo analiticamente escrita pela equação 5.7.

$$A_i F_{ij} = A_j F_{ji} \quad 5.7$$

A expressão indica a igualdade entre a energia que deixa a superfície  $i$  e é recebida por  $j$  com a energia enviada pela área  $j$  e que chega a  $i$ .

A relação geral mostra a porção de energia radiada e irradiada, isto é, a energia emitida e recebida por uma superfície do sistema. Esta relação toma a seguinte expressão:

$$\sum_{j=1}^n F_{ij} = 1 \quad 5.8$$

A equação 5.8 assinala o equilíbrio da radiação térmica transferida entre os corpos activos do sistema, ou seja, é uma lei da conservação de energia. Para superfícies planas ou com uma curvatura convexa  $F_{ii} = 0$ , ou seja, o corpo não recebe da sua própria energia radiada. Para corpos com uma arqueação côncava  $F_{ii} \neq 0$ .

Para solucionar problemas de transferência de radiação térmica entre corpos denominados cinzentos, isto é, com  $\varepsilon \neq 1$  é necessário introduzir duas grandezas: irradiação e radiosidade.

A irradiação ( $G$ ) corresponde à radiação total incidente por unidade de tempo e de área numa superfície, enquanto a radiosidade ( $J$ ) é a taxa temporal de radiação emitida por uma superfície, por unidade de área. Estas duas grandezas relacionam-se através da equação 5.9.

$$J = \varepsilon E_b + \rho G = \varepsilon E_b + (1 - \varepsilon)G \quad 5.9$$

Sendo  $\varepsilon$  e  $\rho$  a emissividade e a reflectividade do material constituinte do corpo, respectivamente. A última igualdade em 5.9 deriva das propriedades ópticas/radiativas dos materiais pois quando incide radiação num corpo parte é reflectida, outra absorvida e outra transmitida (eq. 5.10). Para materiais opacos, a transmitância é nula ( $\tau \approx 0$ ) e segundo a identidade de *Kirchhoff*[18] a emissividade é igual à absorvância ( $\alpha$ ). Disto resulta a expressão 5.11 que substitui a reflectividade ( $\rho$ ) em 5.9.

$$\alpha + \rho + \tau = 1 \quad 5.10$$

$$\alpha + \rho = 1 \Leftrightarrow \rho = 1 - \alpha \stackrel{\varepsilon=\alpha}{\Leftrightarrow} \rho = 1 - \varepsilon \quad 5.11$$

O fluxo de energia radiada, para um corpo com uma área  $A$  e uma emissividade  $\varepsilon$ , é calculado pela diferença entre  $J$  e  $G$ . Considerando a expressão 5.9 obtém-se a seguinte equação para o fluxo de energia:

$$\dot{Q}_{rad} = \frac{\varepsilon A}{1 - \varepsilon} (E_b - J) = \frac{E_b - J}{(1 - \varepsilon)/\varepsilon A} \quad 5.12$$

Na última igualdade de 5.12, a expressão  $(1 - \varepsilon)/\varepsilon A$  corresponde, em analogia com um circuito eléctrico, a uma resistência que, em termos de transferência de calor, significa a oposição superficial de um corpo em radiar e em irradiar.  $\dot{Q}_{rad}$  é o equivalente à corrente eléctrica do circuito.

No caso de troca entre duas superfícies, a resistência é devida ao factor de forma geométrico estabelecido pelos corpos. A equação 5.13 descreve o fluxo de energia entre duas superfícies genéricas ( $i$  e  $j$ ).

$$\dot{Q}_{rad} = \frac{J_i - J_j}{1/A_i F_{ij}} \xleftrightarrow{A_i F_{ij} = A_j F_{ji}} \dot{Q} = \frac{J_i - J_j}{1/A_j F_{ji}} \quad 5.13$$

## 5.4. Superfícies especulares de emissividade reduzida

A emissividade (ou emitância) representa a capacidade de uma superfície em emitir radiação. É complicado determiná-la pois depende de diversos factores tais como a rugosidade do material e a sua temperatura. A emissividade é uma grandeza que toma valores compreendidos entre 0 (corpo branco) e 1 (corpo negro). A tabela 5.2 indica a emissividade de materiais mais usuais na área de criogenia.

Tabela 5.2 – Emissividade hemisférica de superfícies comuns à temperatura ambiente. Os valores apresentados correspondem ao infravermelho, na radiação electromagnética[4, 26].

Superfície	Intervalo de emissividade	
	de	a
Alumínio polido	0,05	0,15
Alumínio nu	0,10	0,40
Cobre polido	0,02	0,10
Cobre oxidado	0,5	0,8
Ouro	0,02	0,05
Tinta	0,75	0,95
Teflon prateado	0,80	0,80
MLI de qualidade ambiente	0,02	0,05
MLI de qualidade criogénica	0,001	0,01

Na literatura existem diversos estudos relacionados com a redução das contribuições térmicas radiativas, como por exemplo a produção de revestimentos às peças através da deposição de filmes finos sobre a mesma. Para um substrato de *polyester*, a figura 5.5[4] indica os resultados alcançados para diferentes metais depositados em função da espessura do filme.

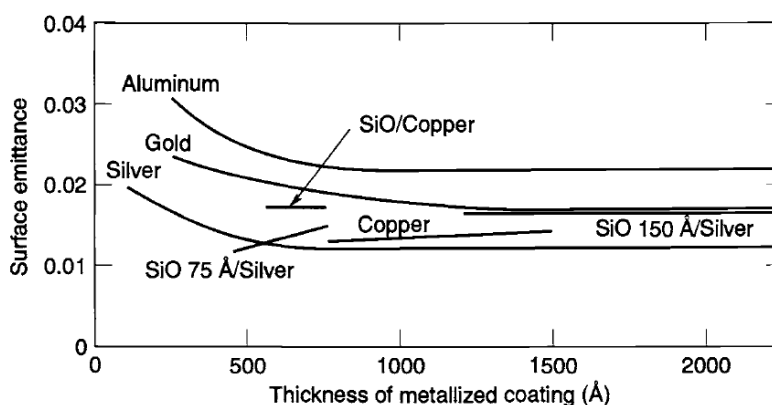


Figura 5.5 – Representação gráfica da emissividade de um substrato de *polyester* em função da espessura dos diferentes metais depositados para produzir um revestimento[4].

As medições deste estudo foram executadas à temperatura  $T=297$  K. A curva referente ao ouro é um resultado a reter devido aos procedimentos já efectuados com este material, nomeadamente as electrodeposições e porque é um material muito resistente à oxidação ao contrário do cobre. O cobre apresenta uma emissividade menor à do ouro, quando não está

oxidado. Pelo gráfico da figura 5.5, observa-se uma emissividade  $\approx 0,017$  para filmes de ouro de espessuras superiores a 1500 Å.

Os dois gráficos dizem respeito à emissividade hemisférica (i.e. toda a radiação emitida segundo um ângulo compreendido em  $0^\circ$  e  $180^\circ$ ) da superfície dourada em função da sua temperatura (figura 5.6) ou em função da espessura dos filmes (figura 5.7).

Na figura 5.6 observa-se vários pontos experimentais[4] relacionados com diferentes substratos e diversas espessuras dos filmes finos. Os substratos utilizados foram o cobre, o Mylar e o Kapton enquanto as espessuras dos filmes depositados variaram entre 400 Å e 4000 Å, como está discriminado. Os resultados experimentais foram comparados com curvas teóricas baseadas no princípio do Efeito de Pele Anômalo (em inglês *Anomalous Skin Effect*<sup>6</sup>).

As deposições de ouro sobre o cobre são os resultados relevantes a reter devido às electrodeposições de filmes finos de ouro (sobre substratos de cobre) realizadas neste projecto. O filme de 2500 Å foi depositado segundo uma taxa de deposição de 180 Å/s enquanto nos restantes foi depositado conforme uma taxa compreendida entre 20 Å/s e 50 Å/s.

O ouro depositado em todos os substratos apresentava um grau de pureza de 99,999%[4].

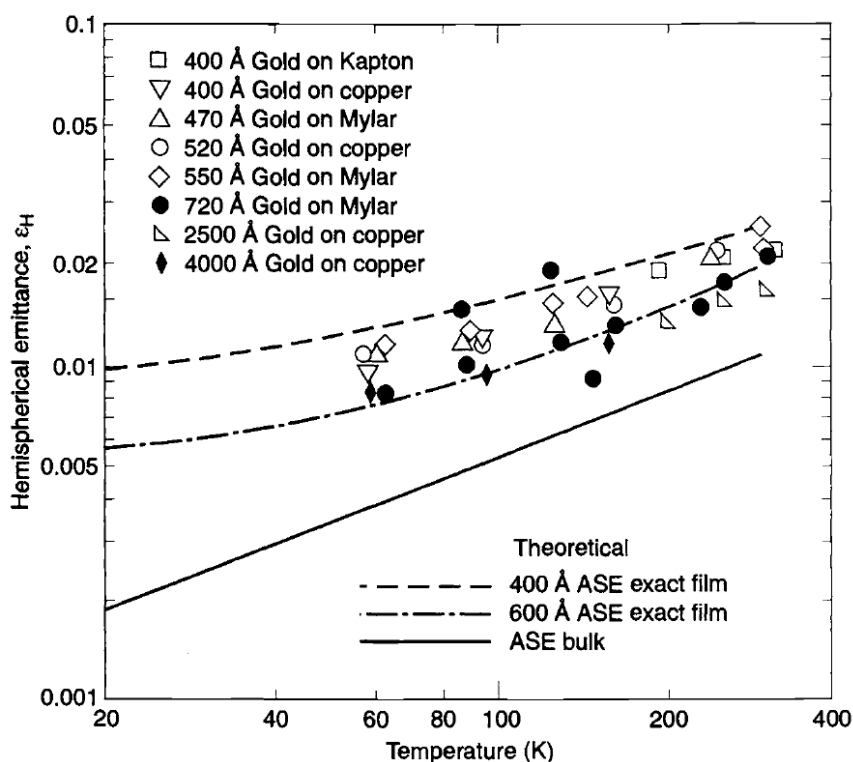


Figura 5.6 – Gráfico da emissividade hemisférica em função da temperatura para os filmes de ouro. Curvas teóricas e resultados experimentais[4].

Na figura 5.7, o estudo efectuado apresenta três medições a temperaturas diferentes em que estas são comparadas com uma curva teórica baseada também no efeito de pele anômalo.

<sup>6</sup> Consulte o anexo I.3.



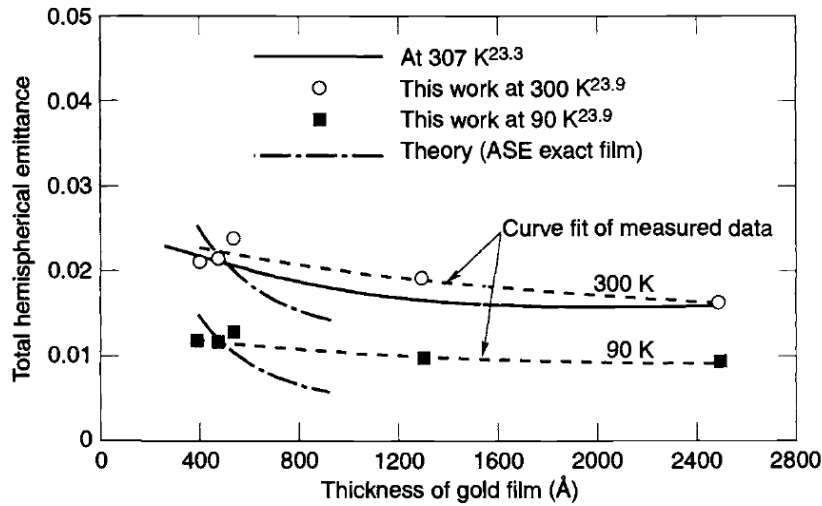


Figura 5.7 – Emissividade hemisférica dos filmes de ouro *versus* a espessura do filme. Medições realizadas para as temperaturas 300 e 90 K sendo comparadas com o resultado teórico[4].

Na representação gráfica verifica-se (a tracejado) um ajuste aos pontos experimentais adquiridos para as temperaturas de 300 K e 90 K.

Observa-se, para  $T=300$  K, uma emissividade mínima de  $\approx 0,02$  enquanto para a temperatura de 90 K verifica-se  $\varepsilon_h \approx 0,01$ . Estes resultados foram obtidos para espessuras de filmes de ouro compreendidas entre 400 Å e 2500 Å.

Foram destes vários valores consultados que se concluiu que a espessura de  $\approx 0,2$  µm (2000 Å) de um filme fino de ouro seria suficiente para minimizar o fluxo de calor por radiação no interruptor térmico já que confere às peças douradas uma emissividade de  $\approx 0,02$ .

## 5.5. Determinação da emissividade de materiais

Com o intuito de determinar a emissividade dos blocos de cobre após a douragem, decidiu-se realizar um estudo de emissividades onde a análise se baseou em dois casos que, em princípio, devem ser próximos das montagens experimentais utilizadas.

O primeiro caso é um sistema constituído por dois corpos radiantes ( $E_{b1}$  e  $E_{b2}$ ) (de geometria plana), enclausurados por um terceiro material ( $J_3$ ) com um comportamento semelhante ao de um corpo branco, ou seja, não absorve radiação proveniente dos restantes materiais mas reemite a energia radiada pelos corpos intervenientes no sistema. Na montagem experimental, estes corpos eram a peça a aquecer, o sensor e o tubo que envolve a peça e o sensor, respectivamente. A figura 5.8 representa, em formato de circuito eléctrico, o sistema descrito.

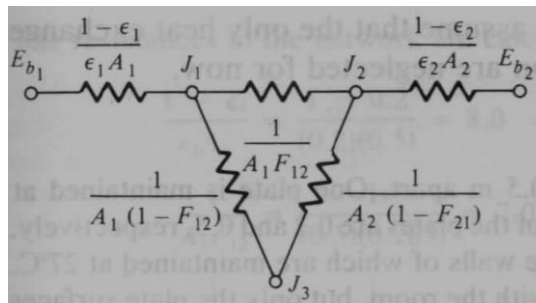


Figura 5.8 – Representação, em esquema eléctrico, de dois corpos radiantes ( $E_{b1}$  e  $E_{b2}$ ) envolvidos por um terceiro corpo ( $J_3$ ) (não condutor térmico) mas reemite a radiação proveniente dos restantes[18]. A terceira superfície comporta-se como um corpo branco.

Na figura 5.8, as “resistências”  $(1 - \varepsilon_i / \varepsilon_i A_i, \text{ com } i = 1 \text{ e } 2)$  traduzem a dificuldade das superfícies em receber/enviar radiação, enquanto as restantes são referentes à geometria do

sistema onde intervêm as potências radiadas ( $J_1$ ,  $J_2$  e  $J_3$ ) de cada superfície. Verifica-se uma resistência equivalente (entre  $E_{b1}$  e  $E_{b2}$ ) facilitando o cálculo do fluxo de energia radiado que é descrito pela equação 5.14 (caso particular da eq.5.6).

$$\dot{Q} = \frac{E_{b1} - E_{b2}}{R_{eq}} = \frac{\sigma A_1 (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{A_1 + A_2 - 2A_1 F_{12}}{A_2 - A_1 (F_{12})^2} + \left(\frac{1}{\epsilon_1} - 1\right) + \frac{A_1}{A_2} \left(\frac{1}{\epsilon_2} - 1\right)} \quad 5.14$$

O segundo sistema estudado é composto por três superfícies radiantes ( $E_{b1}$ ,  $E_{b2}$  e  $E_{b3}$ ) estando o terceiro corpo (com  $\epsilon \in ]0,1[$ ) a envolver os outros dois. A figura 5.9 esquematiza o circuito eléctrico análogo.

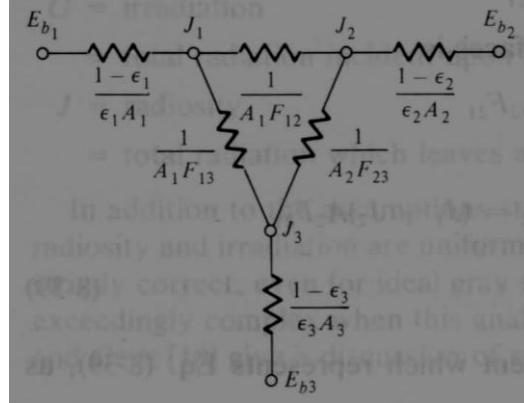


Figura 5.9 – Esquema eléctrico representativo de um sistema com três corpos radiantes[18].

Em analogia com o sistema anterior, as resistências (deste sistema) entre  $E_{b1}/J_1$ ,  $J_2/E_{b2}$  e  $J_3/E_{b3}$  são a oposição superficial, de cada corpo, em transferir calor por radiação e as sobranes são devido à geometria existentes entre os corpos.

Para resolver este problema é preciso adquirir os valores de  $J_1$ ,  $J_2$  e  $J_3$  correspondentes aos potenciais do 1º, 2º e 3º nós. Recorrendo à lei dos nós de *Kirchhoff* alcança-se um sistema de três equações a três incógnitas, como se verifica na expressão 5.15.

$$\begin{cases} \frac{E_{b1} - J_1}{(1-\epsilon_1)/\epsilon_1 A_1} + \frac{J_2 - J_1}{1/A_1 F_{12}} + \frac{J_3 - J_1}{1/A_1 F_{13}} = 0 \\ \frac{J_1 - J_2}{1/A_1 F_{12}} + \frac{J_3 - J_2}{1/A_2 F_{23}} + \frac{E_{b2} - J_2}{(1-\epsilon_2)/\epsilon_2 A_2} = 0 \\ \frac{J_1 - J_3}{1/A_1 F_{13}} + \frac{J_2 - J_3}{1/A_2 F_{23}} + \frac{E_{b3} - J_3}{(1-\epsilon_3)/\epsilon_3 A_3} = 0 \end{cases} \quad 5.15$$

Definindo a emissividade como a razão (eq.5.16) entre a energia emitida por um dado corpo/superfície ( $E$ ) e aquela que seria emitida por um corpo negro ( $E_b$ ), determinou-se  $\epsilon$ .

$$\epsilon = \frac{E}{E_b} \quad 5.16$$

Elaborou-se uma montagem experimental (figura 5.10), semelhante às utilizadas em Física II/Termodinâmica, com recurso a um sensor de radiação composto por uma termopilha de *Moll* (que consiste em vários termopares ligados em série) capaz de medir uma diferença de potencial que é convertida em potência pela sensibilidade do sensor (22 mV/mW).

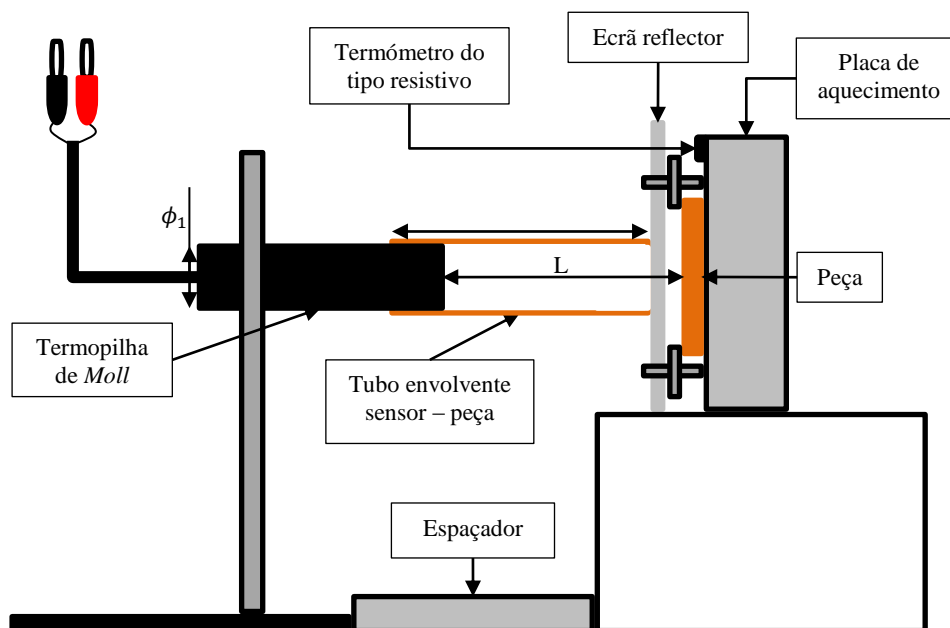


Figura 5.10 – Montagem realizada para a determinação da emissividade dos materiais utilizados na construção do interruptor térmico. O espaçador permite manter o ângulo sólido com o qual o sensor “vê a peça”. O ângulo sólido intervém no factor de forma o que, por consequência, influencia o resultado final da potência radiada. Como descrito no texto, para o “tubo envolvente sensor-peça” foi utilizado um tubo forrado de alumínio (“corpo branco”) ou um tubo de cartolina preta (“corpo negro”).

Com esta montagem efectuou-se o aquecimento das diferentes peças com diferentes superfícies e emissividades (cartolina preta, cobre dourado, alumínio e *Multilayer insulation* – MLI) e mediu-se a potência radiada pelos mesmos.

Na montagem introduziu-se também um ecrã plano reflector onde as suas faces foram revestidas por folha de alumínio. O ecrã foi colocado entre a peça aquecida e o sensor para minimizar as trocas de calor do material com o exterior e para evitar o aquecimento contínuo do sensor pois, caso acontecesse, estar-se-ia a alterar a temperatura de referência da junção da termopilha.

O aparato experimental apresentou duas configurações: a primeira de modo a simular o sistema dos dois corpos cercados por um corpo branco; foi obtida pelo sensor e a peça radiante cingidos por um tubo forrado por alumínio. O alumínio não tem uma emissividade nula mas é muito reduzida permitindo uma boa aproximação ao corpo branco. A segunda configuração é semelhante ao segundo sistema descrito anteriormente sendo o tubo envolvente feito em cartolina preta ( $\epsilon \approx 1$ ). A figura 5.11 apresenta a montagem utilizada neste estudo.

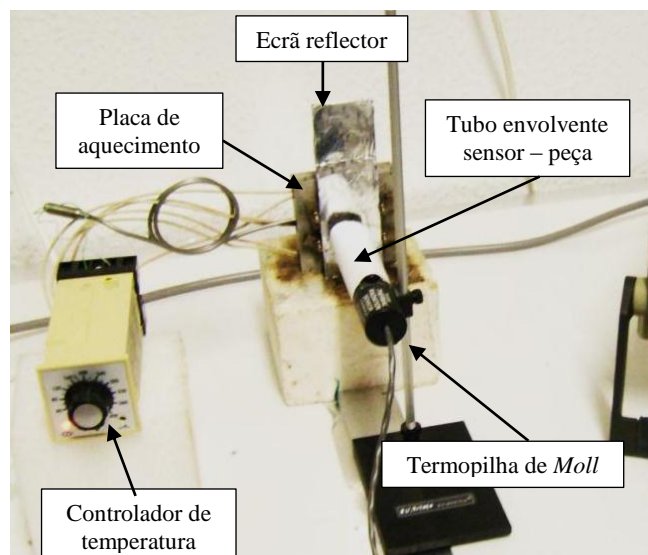


Figura 5.11 – Montagem experimental para a determinação da emissividade de materiais.

O procedimento efectuado na aquisição dos resultados consistiu em aquecer as peças até 150 °C, deixando-as arrefecer até à temperatura ambiente. No arrefecimento, a cada decréscimo de 10 °C, registou-se a tensão na termopilha e, por consequência, a potência radiada.

Executou-se o procedimento para os diferentes materiais mencionados e para as duas configurações possíveis do corpo envolvente da peça e do sensor. Efectuou-se ainda umas medições referentes a uns MLI's, pois a emissividade destes eram conhecidas. O MLI é um material recorrente no isolamento dos sistemas criogénicos, em relação à transferência de calor por radiação. São materiais com emissividades reduzidas (cerca de 0,03).

A figura 5.12 indica os resultados alcançados para a configuração sensor – peça – tubo de cartolina preta.

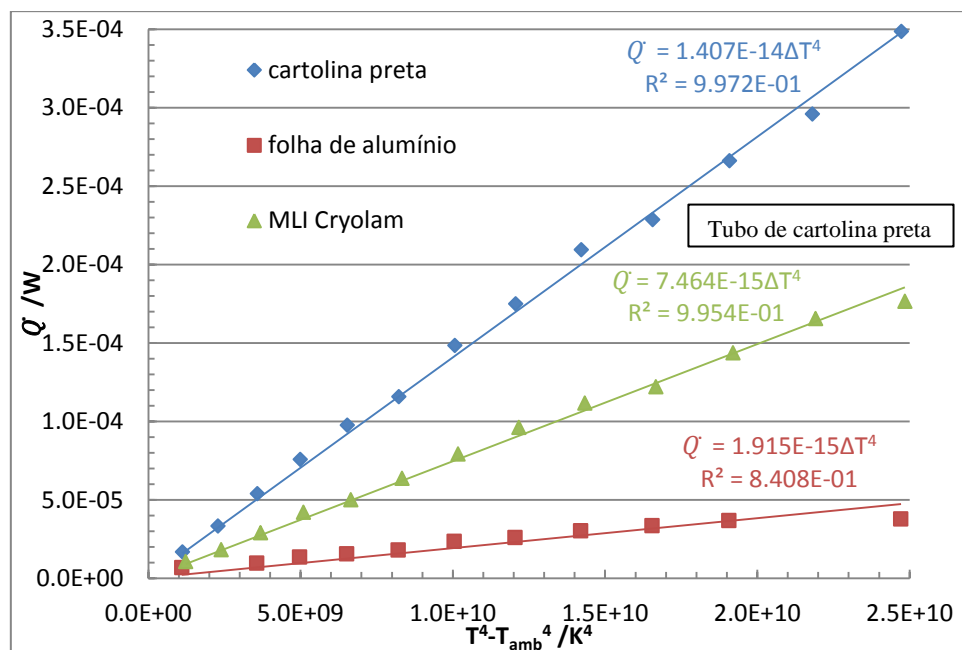


Figura 5.12 – Potência radiada em função da 4ª potência da temperatura. Resultados relativos às peças de cartolina preta, de alumínio e de MLI Cryolam®, na configuração sensor – peça – tubo de cartolina preta. Todas as peças têm  $\Phi=38,1$  mm.

A verificação da lei em  $T^4$  confirma que esta montagem é adequada às medidas de radiação térmica. Verificou-se uma potência radiada superior para a cartolina preta (como peça), em comparação com os restantes materiais. O MLI – Cryolam exibiu mais potência que o

alumínio quando se esperava que apresentasse valores próximos deste ou menores. Uma explicação possível pode ser a não remoção da camada isolante do MLI. Esta camada proporcionou uma rugosidade ao material podendo provocar um aumento da emissividade do corpo.

Deste resultado concluiu-se que a cartolina preta radia aproximadamente sete vezes mais que a folha de alumínio.

A figura 5.13 expõe os valores obtidos para a segunda configuração, isto é, com o tubo envolvente de alumínio, para os mesmos materiais e mais um outro tipo de MLI.

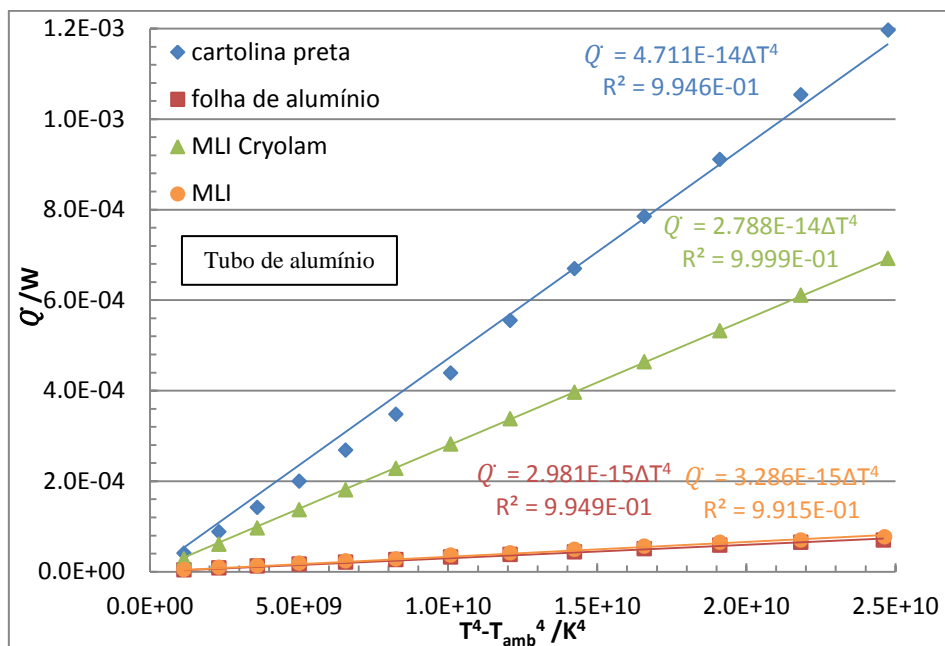


Figura 5.13 – Potência radiada em função da 4ª potência da temperatura. Resultados relativos às peças de cartolina preta, de alumínio e de MLI *Cryolam*®, na configuração sensor – peça – tubo de alumínio. Todas as peças têm  $\Phi=38,1$  mm.

Os resultados da segunda configuração foram diferentes dos obtidos para a primeira mas observou-se a mesma tendência, isto é, a potência radiada pela cartolina preta é superior (aos restantes corpos) sendo quinze vezes superior à da folha de alumínio, nesta configuração.

Neste segundo formato da montagem, a radiação emitida é aproximadamente o dobro da observada no primeiro. Uma hipótese é o facto de o alumínio exibir uma emissividade reduzida, reflectindo a maioria do fluxo enquanto a cartolina preta absorve grande parte da energia radiada, reemitindo essa energia à sua temperatura.

Na figura 5.13 também está presente a curva experimental referente a um outro MLI: deste conseguiu-se separar a sua camada isolante. O novo MLI analisado mostrou resultados na mesma ordem de grandeza dos valores adquiridos para o alumínio. Sendo a emissividade deste MLI inferior à do alumínio (Cf. Tabela 5.2), esperava-se uma potência radiada menor.

Realizou-se ainda a medição da potência radiada de uma peça de cobre onde numa das suas superfícies depositou-se um filme fino de ouro. A figura 5.14 mostra a comparação entre o alumínio, o segundo MLI usado (sem isolante) e a peça de cobre dourada.

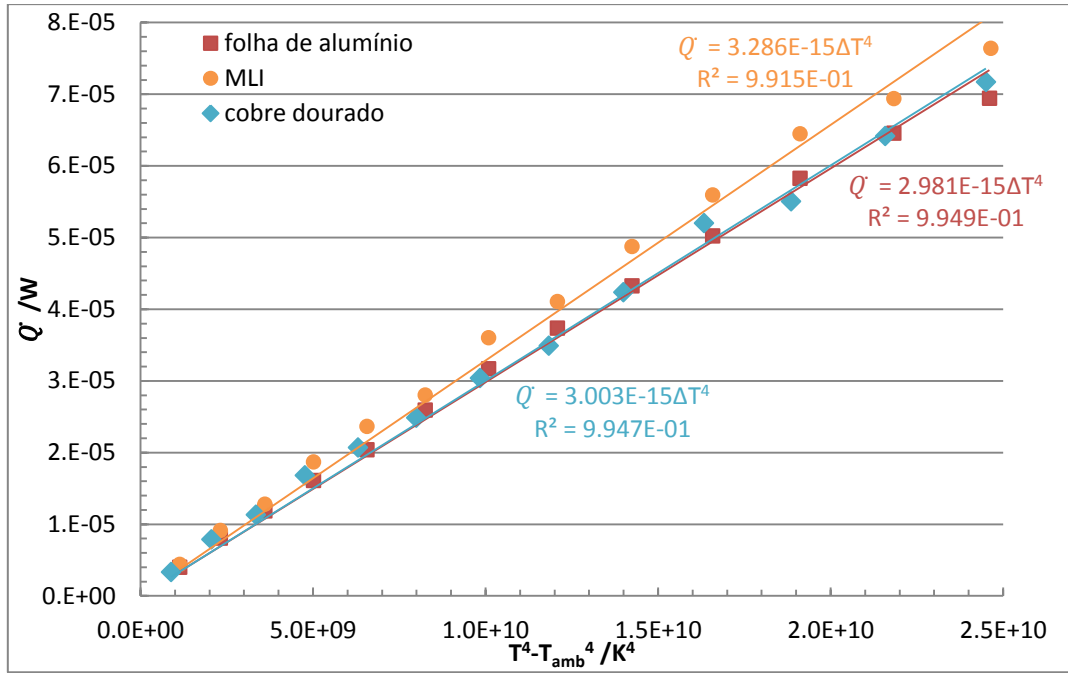


Figura 5.14 – Comparação da potência radiada entre três materiais distintos: MLI, alumínio e cobre coberto com uma camada de ouro. Todas as peças têm  $\Phi=38,1$  mm.

O resultado do cobre dourado mostrou uma emissão muito próxima da do alumínio e da 2ª amostra de MLI. Segundo a relação indicada na expressão 5.16, o ouro apresenta uma emissividade de 0,06 enquanto, na realidade,  $\varepsilon_{Au} \in [0,02; 0,05]$ [4]. Do ponto de vista em que se pretendia minimizar as trocas térmicas por radiação, estes resultados são muito satisfatórios: mostram que as peças douradas têm uma emissividade muito próxima da do papel de alumínio, isto é, muito próximo de 0,06. Os resultados respeitantes ao alumínio continuam a apresentar a potência radiada mais reduzida, quando comparado com os outros corpos.

Para corroborar os resultados obtidos efectuou-se cálculos teóricos, referentes aos dois sistemas indicados. Para o factor de forma  $F_{12}$ , foi utilizada a seguinte expressão (figura 5.4):

$$F_{12} = \frac{1}{2} \left\{ S - \left[ S^2 - 4 \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} \quad 5.17$$

Com  $S = 1 + \left[ (1 + R_2^2) / R_1^2 \right]$ ,  $R_1 = r_1 / D$  e  $R_2 = r_2 / D$ .  $r_1$ ,  $r_2$  e  $D$  correspondem ao raio da peça radiante (índice 1), ao raio do sensor (índice 2) e à distância entre estes dois corpos. Para a montagem em questão  $r_1 = 12,8$  mm,  $r_2 = 1,1$  mm e  $D = 45$  mm, respectivamente.

Para o caso do sistema correspondente aos dois corpos radiantes enclausurados por um corpo branco (caso da figura 5.8), não se encontrou um par  $(\varepsilon_1, \varepsilon_3)$  que desse um resultado (para a eq.5.14) próximo do declive  $\dot{Q}_{rad} / \Delta T^4$  obtido experimentalmente. A razão desta discrepância pode ser encontrada no facto que o suposto corpo branco (alumínio) apresenta uma emissividade diferente de zero ( $\approx 0,02-0,06$ ).

Para o segundo caso resolveu-se o sistema de equações (5.15) de modo a alcançar uma relação entre os valores teóricos e os experimentais. Nas configurações experimentais  $\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_2$  e  $\varepsilon_3$  (presentes em 5.15) correspondem à emissividade do alvo aquecido, do sensor e do tubo envolvente, respectivamente.

A tabela 5.3 compara os resultados teóricos com os valores experimentais para uma temperatura  $T = 150$  °C, sendo as diferentes combinações de  $\varepsilon_1$  e  $\varepsilon_3$  a representação das duas configurações implementadas no ensaio.

Tabela 5.3 – Comparação entre os resultados teóricos e dos experimentais, adquiridos para o estudo da emissividade. Os valores dizem respeito à temperatura de 150 °C, para as possíveis configurações da montagem. Os intervalos de emissividade, indicados para  $\varepsilon_1$  e  $\varepsilon_3$ , correspondem a valores típicos para os materiais envolvidos no estudo nomeadamente a cartolina preta e o alumínio. A emissividade do sensor apresenta um valor próximo ao do corpo negro ( $\varepsilon_2 \approx 0,99$ ).

$\varepsilon_1$ (peça)	$\varepsilon_3$ (tubo)	Resultado teórico		Resultado experimental	
		$\dot{Q}_{rad} / 10^{-4} W$	$\dot{Q}_{rad} / T^4 / 10^{-14} W K^{-4}$	$\dot{Q}_{rad} / 10^{-4} W$	$\dot{Q}_{rad} / T^4 / 10^{-14} W K^{-4}$
Cartolina preta [0,90; 0,95]	Cartolina preta [0,90; 0,95]	[2,35; 2,44]	[2,90; 3,01]	2,10	0,97
	Alumínio [0,06; 0,07]	[20,1; 21,1]	[24,8; 26,1]	6,69	3,10
Alumínio [0,06; 0,07]	Cartolina preta [0,90; 0,95]	[0,15; 0,20]	[0,20; 0,24]	0,30	0,14
	Alumínio [0,06; 0,07]	3,63	[4,48; 4,49]	0,43	0,20

Para a peça de cartolina preta e para a configuração alumínio – alumínio (peça – tubo), os resultados teóricos foram superiores aos experimentais indicando, por hipótese, uma perda na detecção da radiação térmica. Com a peça de alumínio e com o tubo de cartolina preta, os resultados teóricos foram inferiores aos experimentais o que contestou a hipótese proposta. Uma explicação possível desta discrepância entre a teoria e as medidas experimentais pode ter a ver com o fraco conhecimento da geometria interna do sensor de potência: o factor de forma geométrico  $F_{12}$  pode ser sensivelmente diferente do utilizado.

Apesar de não se ter conseguido quantificar a emissividade da peça dourada, os resultados da figura 5.14 mostram que esta peça “radia tanto como o alumínio”. Isto conduz a uma emissividade compreendida entre 0,02 e 0,06. Para comparar, a emissividade de uma peça de cobre oxidada pode variar entre 0,5 e 0,8 (Cf. Tabela 5.2). Esta primeira tentativa de douragem feita reduziu então a emissividade por um factor entre  $\approx 8$  e 40.





## 6. Criobomba

### 6.1. Descrição global do funcionamento

A criobomba é um dispositivo capaz de gerir a quantidade de gás no interior do interruptor térmico. É constituída por um recipiente em cobre que contém algumas dezenas de miligramas de carvão vegetal activado sendo este material muito poroso e que tem uma grande superfície para a adsorção de moléculas ( $> 500 \text{ m}^2/\text{g}$ ). A criobomba está ligada ao interruptor por um capilar de aço inox (figura 6.1). A baixa temperatura, o fenómeno de adsorção pode ser tão eficaz que consegue bombear o gás presente no interruptor até a uma pressão muito baixa, forçando assim o estado OFF do dispositivo. Inversamente, a “alta temperatura”, o gás é desorvido fazendo aumentar a pressão: o estado ON é então obtido. A pressão existente no interruptor depende da quantidade de gás disponível no início do procedimento (pressão de enchimento à temperatura ambiente), da temperatura da criobomba e da quantidade de carvão colocado no seu interior. A relação entre estas variáveis de estado de adsorção[21] permite o dimensionamento (massa de carvão) em função das características geométricas do interruptor.

Habitualmente, a gestão da temperatura da criobomba é feita graças a um termómetro (medido com 4 fios) e uma resistência de aquecimento (mais 2 fios). Para a montagem descrita neste trabalho, uma solução simples e compacta foi testada: uma resistência de platina (Pt1000) desempenha a leitura da temperatura bem como o aquecimento da criobomba controlando a corrente de medida. Se o acoplamento térmico entre o termómetro e a criobomba for eficaz, a diferença de temperatura entre o sensor e a criobomba (auto – aquecimento criado por uma corrente eléctrica de medida elevada) pode ser reduzida. Nesta experiência em que a temperatura da criobomba não necessita de grande precisão, uma montagem deste tipo reduz a dois o número total de fios eléctricos necessários para gerir a sua temperatura e diminui o tamanho total e a capacidade calorífica da criobomba.

Foi escolhido uma resistência de platina de  $1000 \Omega$  ( $\approx 169 \Omega$  a  $70 \text{ K}$ ) de maneira a tornar quase desprezável a resistência eléctrica dos fios de cobre ( $\approx 1,31 \Omega$  entre  $70 \text{ K}$  e  $300 \text{ K}$ ) que ligam a criobomba ao voltímetro de medida. Para além disto, facilita a aplicação de uma potência ( $\dot{Q} = RI^2$ ) elevada à resistência Pt1000 sem ter que aumentar muito a corrente  $I$  que a atravessa. A resistência de Pt (comercial) consiste num filme evaporado em serpentina sobre um pequeno bloco de cerâmica de tamanho  $1,6 \times 1,2 \times 0,6 \text{ mm}$ .

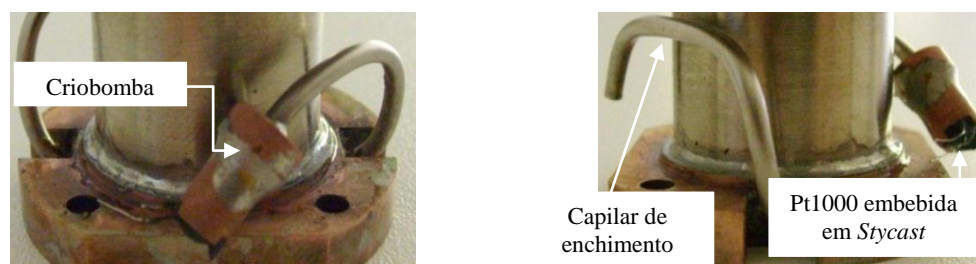


Figura 6.1 – Perspectivas dos componentes constituintes da criobomba. A resistência Pt1000 foi fixada no corpo da criobomba, com a resina *Epoxy – Styrocast*.

### 6.2. Dimensionamento físico

Um parâmetro a tomar em conta no dimensionamento duma criobomba é o seu tempo de arrefecimento e a potência necessária ao seu aquecimento. No aquecimento pretende-se “isolar a criobomba do bloco frio” para que esta aqueça sem precisar duma potência muito elevada. Neste caso seria conveniente utilizar um capilar de aço inox comprido, ou seja, intercalar uma resistência térmica elevada entre a criobomba e o bloco frio. No arrefecimento, como o bloco frio é a fonte de arrefecimento da criobomba, o desacoplamento não pode ser demasiado elevado sob pena de demorar muito a arrefecer. Pode-se definir um tempo de característico (de termalização) ( $\tau_c = R_{ss}C$ ) em que  $R_{ss}$  representa a resistência térmica do

capilar de aço inox que acopla a criobomba ao bloco frio do interruptor e  $C$  a capacidade calorífica da criobomba.

Neste projecto implementou-se uma criobomba (com 1,5 g de massa,  $\phi_{ext} = 5\text{ mm}$ ,  $\phi_{int} = 3\text{ mm}$ ) acoplada ao bloco frio por um capilar de aço inox de diâmetros  $1,5 \times 2\text{ mm}$  e comprimento 30 mm. Neste sistema, caso se queira arrefecer a criobomba até à mesma temperatura do bloco frio, por exemplo  $T_{BF}=70\text{ K}$  e  $T_{Crio}=100\text{ K}$ , é preciso esperar cerca de uma hora. Por outro lado, se  $T_{BF}=70\text{ K}$  o aquecimento da criobomba até 200 K necessitava duma corrente  $\approx 10\text{ mA}$  ( $\approx 70\text{ mW}$ ). Estas duas características foram consideradas razoáveis.

### 6.3. Controlo

O programa de controlo da criobomba é um programa de leitura da sua temperatura e do seu aquecimento implementado em *LabView*. O controlo da criobomba foi conseguido com recurso a uma fonte de corrente (*Yokogawa 7651*) e um multímetro (*Fluke 8842A*), no modo voltímetro, para a determinação do valor da resistência e consequentemente da temperatura da criobomba recorrendo a uma curva de calibração.

O desenvolvimento de todo o programa assenta sobre a rotina denominada por leitura de  $T$ . Esta consiste num ciclo em que se executa, em cada intervalo de tempo, a leitura da corrente eléctrica aplicada à resistência e a diferença de potencial aos seus terminais. Pela lei de *Ohm* determina-se o valor da resistência Pt1000 e, com recurso a uma curva de calibração de  $T(R)$ , obtém-se a temperatura da mesma. Como está bem acoplada à criobomba, a temperatura medida corresponde à temperatura da criobomba.

Sobre a rotina descrita, existem quatro opções de controlo da criobomba dadas ao operador. As opções disponíveis são as seguintes:

Aquecimento controlado – consiste em efectuar o aquecimento da criobomba a um dado valor de temperatura ( $T_{Setup}$ ) recorrendo a um controlador PID implementado em *Labview*;

Aquecimento manual – o operador comunica à fonte de corrente o valor de corrente pretendido a aplicar. Nesta opção, atingir a temperatura desejada de estabilização é obtido por tentativa e erro;

Paragem do aquecimento – esta opção é utilizada apenas para terminar o aquecimento controlado e continuar a leitura da temperatura da criobomba sem ter de desligar o programa, isto é, reduz a corrente aplicada a um valor (0,5 mA). Este valor é um compromisso entre um aquecimento da criobomba quase desprezável e uma boa resolução para as medidas efectuadas;

Paragem do programa – o programa em *Labview* é terminado colocando todos dispositivos utilizados em modo desligado como medida de segurança.

O algoritmo implementado encontra-se descrito na figura 6.2.

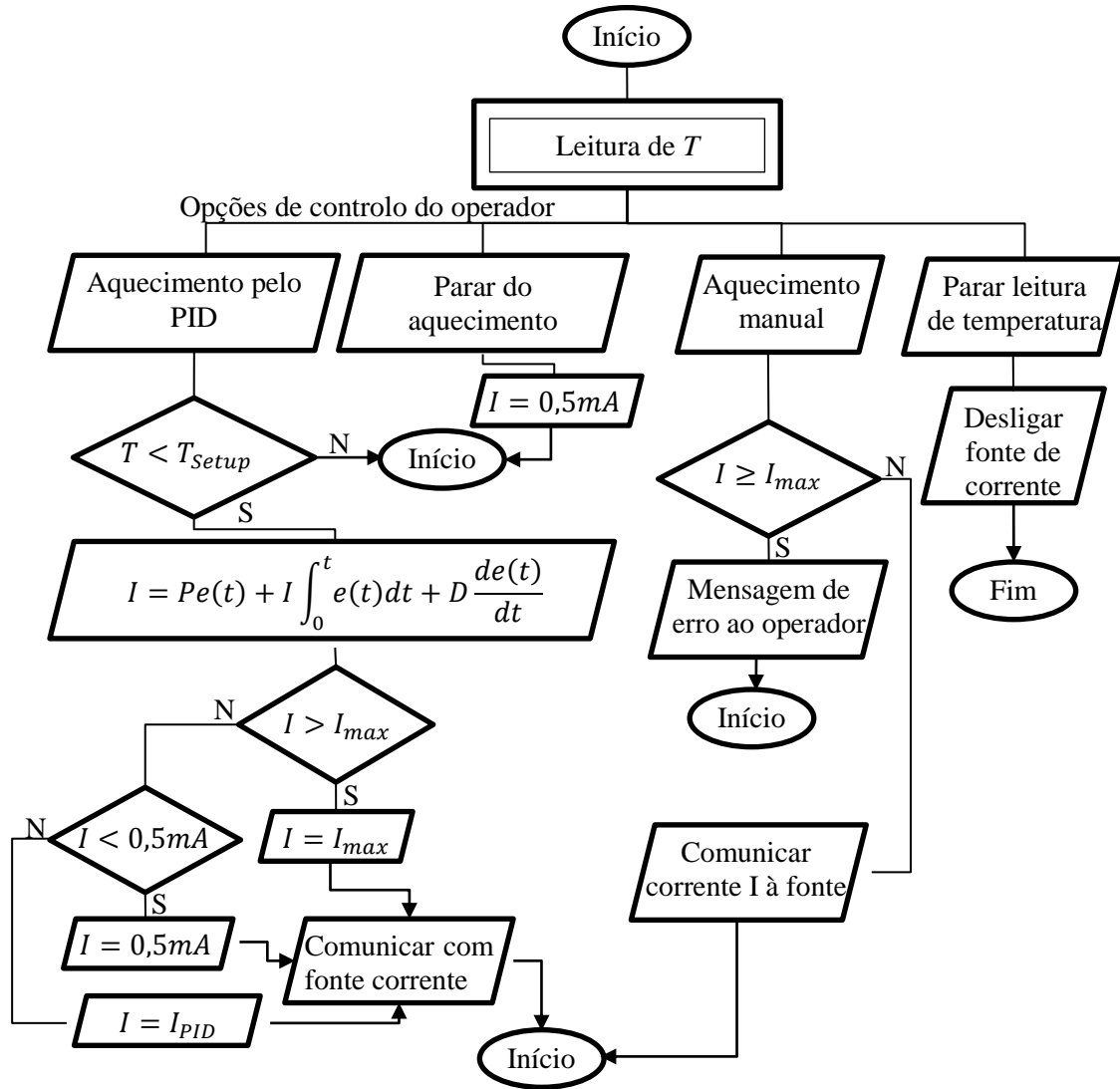


Figura 6.2 – Fluxograma do algoritmo implementado para o aquecimento/controlo criobomba.

O aquecimento controlado (por PID) é iniciado com a comparação entre a temperatura da criobomba ( $T$ ) e a que se pretende atingir ( $T_{Setup}$ ). Caso se verifique a igualdade entre as temperaturas, o programa não realiza qualquer funcionalidade relacionada com o controlo, isto é, o programa executaria apenas a rotina da *Leitura de T*; caso contrário executa-se o PID implementado onde o erro ( $e(t)$ ) corresponde a  $T_{Setup} - T$ . A equação, presente no fluxograma, diz respeito a um controlador PID analógico. Como o *Labview* é uma linguagem de programação baseada em sistemas digitais, a equação respeitante a um controlador PID para a corrente de aquecimento ( $I$ ) e implementada no programa foi a seguinte[27]:

$$I[n] = I[n - 1] + K_P(e[n] - e[n - 1]) + K_P K_I e[n] + K_P K_D(e[n] - 2e[n - 1] + e[n - 2]) \quad 6.1$$

Com  $n$  identificando o número do ciclo de execução.  $K_P$ ,  $K_I$  e  $K_D$  correspondem aos parâmetros ajustáveis do controlador PID.

As restantes funcionalidades, indicadas no diagrama de blocos (figura 6.2), são apenas normas de segurança para não danificar os dispositivos utilizados.  $I_{max}$  é o valor de corrente eléctrica máxima a colocar nos terminais da resistência. Este parâmetro é inicializado com 10 mA mas pode ser modificado pelo utilizador.

As opções de controlo, executáveis pelo operador, são accionadas por botões de impulso, presentes no painel de controlo. Para o utilizador ter uma retroacção do sistema, o

programa é provido de dois indicadores em tempo real: um para a corrente aplicada aos terminais da Pt1000 e outro para a temperatura da criobomba. Apresenta ainda uma representação gráfica da temperatura em função do tempo.

Relacionado com aquecimento controlado (pelo PID), existem campos onde se introduz os parâmetros PID e temperatura a alcançar. Associado ao aquecimento manual, o painel de controlo apresenta dois campos sendo um para alteração da corrente aplicada à resistência. O outro serve como mensagem de segurança ao sistema de aquecimento da criobomba.

A figura 6.3 mostra o painel de controlo obtido, pela implementação do programa exposto.

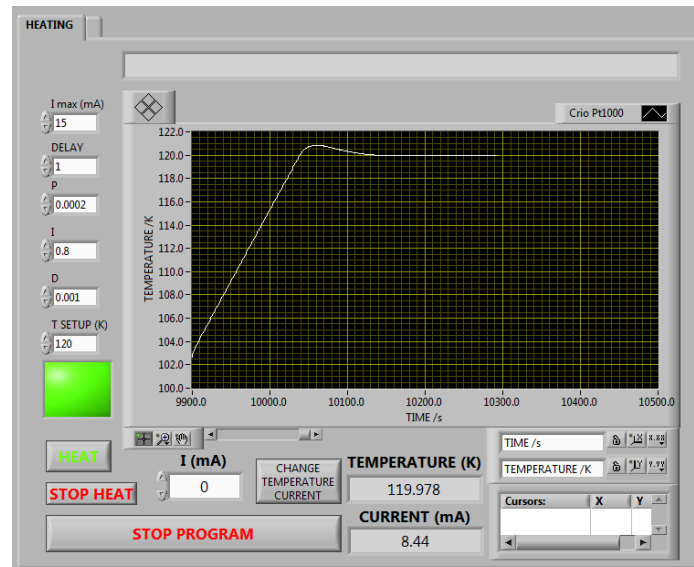


Figura 6.3 – Painel de controlo para a medição da temperatura e para o aquecimento da criobomba, em funcionamento no modo de aquecimento controlado. O aquecimento controlado é garantido pelo controlador PID implementado onde  $K_p = 2 \times 10^{-4}$ ,  $K_i = 0,8$  e  $K_d = 1 \times 10^{-3}$ .

## 6.4. Dimensionamento $T_{ON} - T_{OFF}$

### 6.4.1. Modelo térmico

Para dimensionar um interruptor térmico é necessário formular um modelo analítico capaz de determinar a condutância térmica do dispositivo. Neste intervêm várias condutâncias térmicas, nomeadamente a dos blocos de cobre (quente e frio), a do gás (variável com a pressão) e a do tubo de aço inox. As resistências térmicas dos blocos de cobre estão associadas em série com a do hiato gasoso[1], sendo esta variável consoante o regime do fluido (molecular ou viscoso). A série encontra-se ligada em paralelo com a do tubo de aço inox, como mostra a figura 6.4.

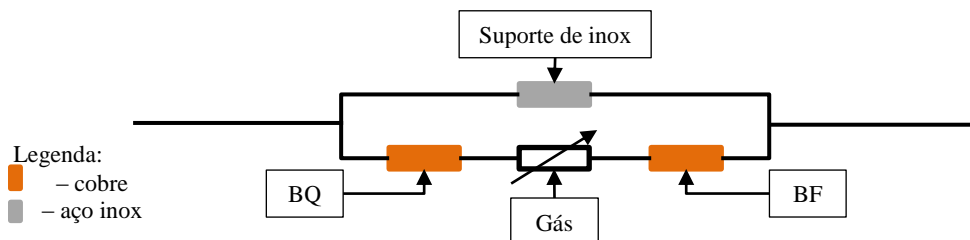


Figura 6.4 – Esquema descritivo das associações, em série e em paralelo, das condutâncias/resistências térmicas.

Analiticamente a condutância efectiva do dispositivo pode ser descrita pela equação 6.2, onde intervêm as condutâncias já referidas. Como mencionado no capítulo 4, a condutância do

gás pode ser descrita pela associação (em série) de duas condutâncias[21]: uma referente ao regime viscoso e outra ao regime molecular. Escrevendo assim, os três regimes de condução gasosa ficam descritos pela mesma expressão.

$$K_{ef} = \left( \frac{\dot{Q}_{inter}}{\Delta T} \right)_{ef} = \frac{1}{\frac{1}{\left( \frac{\dot{Q}_{inter}}{\Delta T} \right)_{BF}} + \frac{1}{\left( \frac{\dot{Q}_{inter}}{\Delta T} \right)_{BQ}} + \frac{1}{\left( \frac{\dot{Q}_{inter}}{\Delta T} \right)_{molec}} + \frac{1}{\left( \frac{\dot{Q}_{inter}}{\Delta T} \right)_{visc}}} + \left( \frac{\dot{Q}_{inter}}{\Delta T} \right)_{SS} \quad 6.2$$

Em que a condutância térmica referente ao tubo de aço inox é descrita pela expressão 6.3[21]:

$$\left( \frac{\dot{Q}_{inter}}{\Delta T} \right)_{SS} = \frac{S_{SS}}{L_{SS}} \int_{T_{BF}}^{T_{BQ}} k_{SS}(T) dT \quad 6.3$$

A razão entre a potência que atravessa o gás e a diferença de temperatura foi obtida segundo a eq. 4.3 e 6.3, para o gás (no regime viscoso) e para os materiais cobre e aço inox, respectivamente. No regime molecular, a condutância do gás rege-se de acordo com a eq. 4.6.

Através da condutância térmica consegue-se estimar o desempenho do interruptor em função do valor de pressão.

#### 6.4.2. Estados ON/OFF

A condutância térmica de um interruptor térmico a gás de troca varia desde uma região saturada, relativa ao estado OFF, até a uma outra saturação pertencente ao estado ON. A evolução da condutância é dependente da temperatura da criobomba, ou seja, a condução térmica (no dispositivo) modifica-se consoante a pressão de gás adsorvido/desorvido pelo carvão activado. A figura 6.5 exemplifica uma curva de condutância térmica em função da temperatura da criobomba.

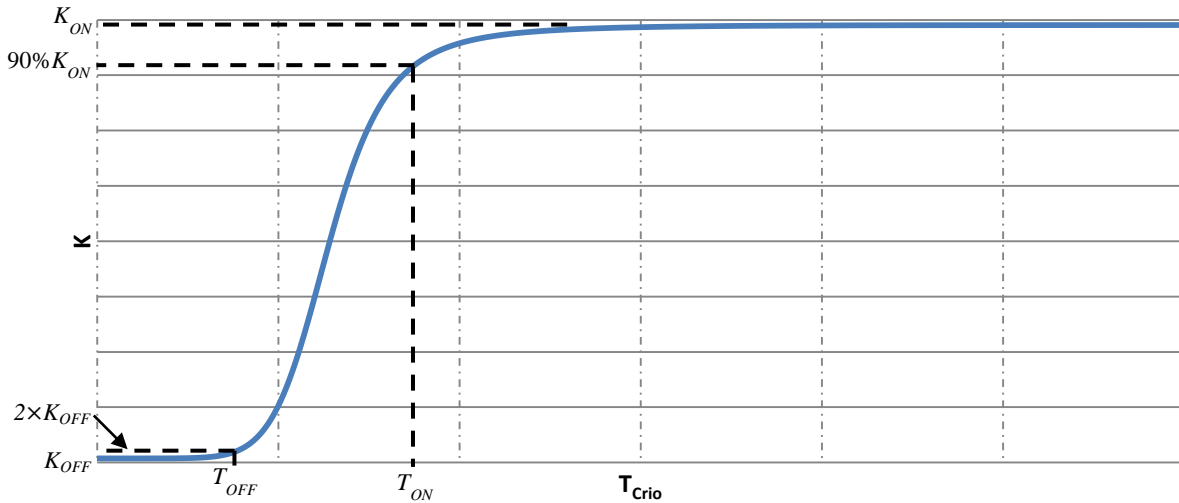


Figura 6.5 – Condutância térmica efectiva de um interruptor em função da temperatura da criobomba (ou em função da pressão de gás no interior do interruptor).

Em relação à temperatura da criobomba, o comportamento da condutância apresenta um formato “em S” devido às saturações ON/OFF, respectivamente. O valor obtido à saturação OFF corresponde à condutância térmica do tubo de aço inox, enquanto a saturação ON é referente à condutância do gás no regime viscoso (Cf. secção 4.2.1). Este é alcançado quando o livre percurso médio ( $\lambda$ ) das partículas gasosas for significativamente inferior ao hiato ( $\lambda \ll \Delta$ ). Segundo este parâmetro consegue-se definir a condutância do dispositivo, embora não seja verificável experimentalmente pelo facto de o  $\lambda$  não ser mensurável directamente.

Para definir valores da temperatura da criobomba ( $T_{OFF}$ ;  $T_{ON}$ ) correspondentes à entrada num regime OFF/ON completamente desenvolvidos definiram-se critérios para serem atingidos.

Assim o regime “ON” inicia-se a 90% do máximo da saturação (eq.6.4), enquanto o regime “OFF” a 2 vezes do mínimo da saturação (eq.6.5), isto é, quando a condução pelo sistema bloco quente-hiato-bloco frio é igual à do invólucro de aço inox. Com uma definição de critérios passa a ser possível o cálculo das respectivas pressões do interruptor e consequentemente das temperaturas da criobomba.

$$K_{ef} = 0,9K_{max} \leftrightarrow \frac{1}{\frac{1}{K_{HB}} + \frac{1}{K_{CB}} + \frac{1}{K_{molec}} + \frac{1}{K_{visc}}} + K_{SS} = \frac{0,9}{\frac{1}{K_{HB}} + \frac{1}{K_{CB}} + \frac{1}{K_{visc}}} \quad 6.4$$

$$K_{SS} = \frac{1}{\frac{1}{K_{HB}} + \frac{1}{K_{CB}} + \frac{1}{K_{molec}}} \quad 6.5$$

Resolvendo as equações 6.4 e 6.5 em ordem à pressão, foi possível calcular as pressões ON/OFF do interruptor térmico desenvolvido e as temperaturas ( $T_{ON}$  e  $T_{OFF}$ ) da criobomba referente a cada estado.

### 6.4.3. Pressões para os estados ON e OFF

Com recurso às expressões 4.4, 4.6, 6.4 e 6.5 conseguiu-se determinar a pressão de gás necessária no interior do interruptor, para alcançar os estados ON e OFF. A figura 6.6 mostra as pressões obtidas, em cada critério mencionado, para diferentes temperaturas de funcionamento do interruptor.

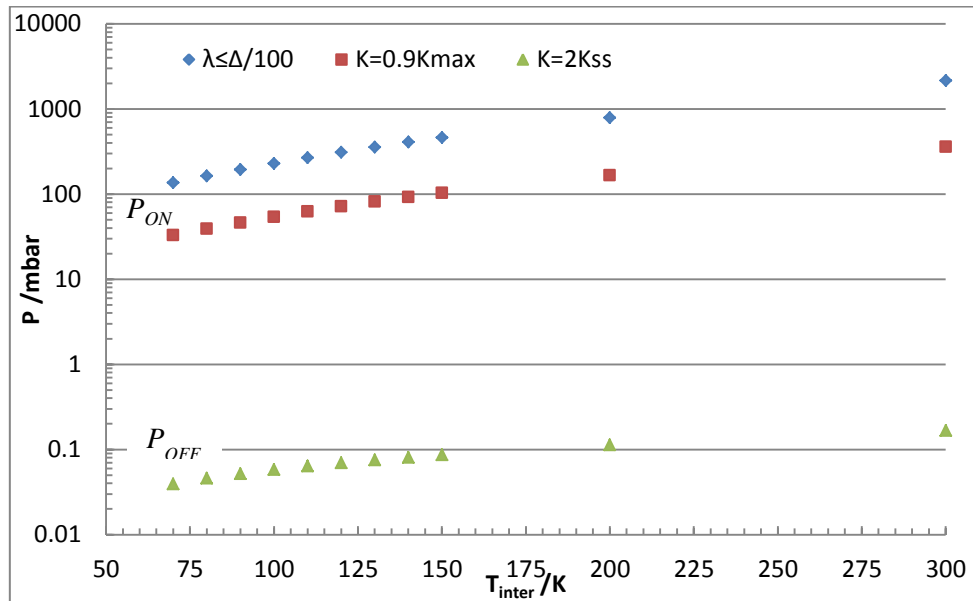


Figura 6.6 – Pressões ON/OFF em função da temperatura de funcionamento do interruptor.

O aumento da temperatura de funcionamento do interruptor térmico implica um aumento de ambas as pressões ON e OFF. Na configuração ON, este pormenor é explicado por a necessidade de mais partículas de gás no interior do dispositivo para que ele possa entrar no seu estado “ligado”. Na situação OFF, o aumento de pressão com a temperatura deve-se ao facto de o tubo de aço inox conduzir mais e a condução molecular diminuir com a temperatura (eq. 4.6): uma pressão mais alta é então autorizada. Por exemplo, para uma temperatura de funcionamento de 300 K, a pressão que garante o estado OFF no interruptor é cerca de 0,2 mbar enquanto para 70 K é  $\approx 0,03$  mbar. As pressões do estado ON estão três ordens de grandeza acima das necessárias para obter o estado OFF. A pressão ON segundo o critério do livre percurso médio é  $\approx 4$  vezes maior que a pressão calculada pelo critério das condutâncias (90%  $K_{max}$ ).

A tabela 6.1 mostra as pressões obtidas para as temperaturas de 70 K e 80 K no interruptor térmico. O estudo foi realizado nesta temperatura devido ao gás utilizado ser o azoto.

Tabela 6.1 – Pressões ON e OFF, adquiridas para cada critério mencionado.

$T_{inter} / K$	$P / mbar$		
	ON		OFF
	$\lambda \leq \Delta/100$	$K_{ef} = 0,9K_{max}$	$K_{ef} = 2K_{SS}$
80	162,79	39,09	0,046
70	135,22	32,87	0,039

As pressões associadas a cada estado do interruptor têm de ser garantidas pela acção da criobomba que é responsável pela gestão da pressão de gás no dispositivo. O processo de gestão é conseguido através do aquecimento/arrefecimento da criobomba, isto é, para obter um controlo de pressão de gás no interruptor é necessário controlar a temperatura da criobomba.

#### 6.4.4. Temperaturas para os estados ON e OFF

A temperatura da criobomba associada aos estados ON e OFF foi determinada através da resolução de um problema físico onde intervém dois reservatórios (criobomba e interruptor térmico) a temperaturas diferentes mas à mesma pressão (i.e. efeito termo – molecular desprezável). A figura 6.7 ilustra o problema físico mencionado.

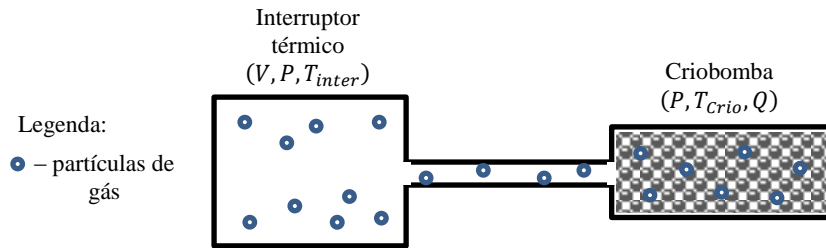


Figura 6.7 – Esquematização do problema físico resolvido para determinar as temperaturas ON e OFF.

Conhecendo os volumes e a quantidade de gás, consegue-se calcular a pressão do sistema em função da temperatura de cada reservatório. Para o gás dentro do interruptor térmico, recorre-se à equação dos gases ideais ( $PV = nRT_{inter}$ ), enquanto para o gás na criobomba uma equação de estado fenomenológica um pouco mais complicada é utilizada (eq.6.6).

$$\ln P = [a - b \ln(Q + c)] \times \left(d - \frac{1}{T}\right) + e + \ln Q \quad 6.6$$

Nesta equação,  $P$  é expresso em mbar e  $Q$  representa a quantidade de gás adsorvida expressa em  $\text{cm}^3$  de gás a PTN por grama de carvão. Os coeficientes  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  e  $e$  correspondem a valores constantes mas que dependem do gás e do carvão activado usado no dispositivo[21] e que foram determinadas experimentalmente no laboratório, previamente a este trabalho.

Utilizando a pressão de gás dos estados ON e OFF calculada anteriormente, foi praticável com a equação 6.6 determinar as temperaturas associadas ( $T_{ON}$  e  $T_{OFF}$ ). A figura 6.8 indica estas temperaturas em função da pressão de enchimento do gás. Foram obtidas várias curvas referentes a 4 diferentes carvões activados disponíveis no laboratório.

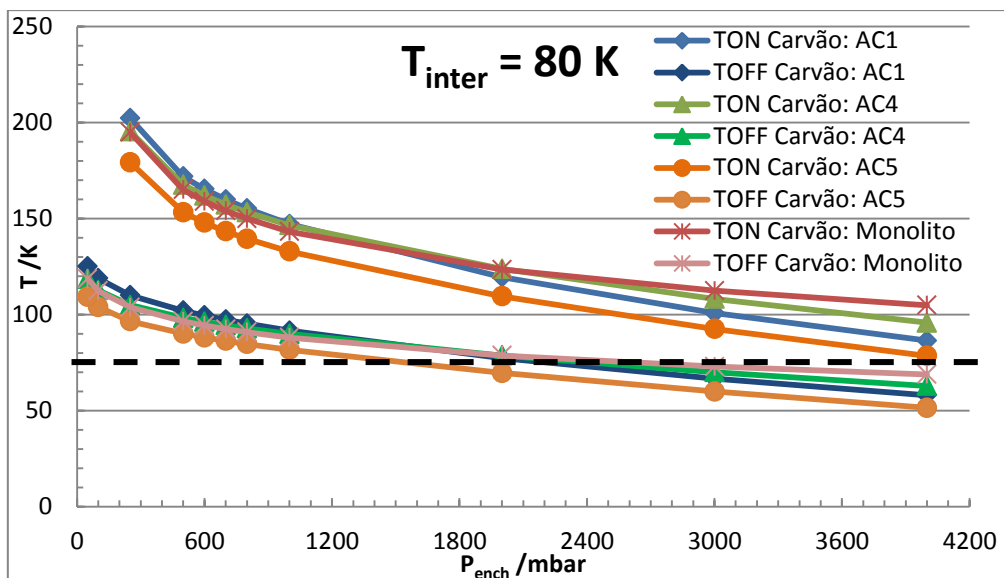


Figura 6.8 – Curvas de  $T_{ON}$  e de  $T_{OFF}$  em função da pressão de enchimento do gás para 4 diferentes carvões activados. Estes resultados foram calculados para 20mg de massa de carvão, considerando um hiato de  $\approx 7 \mu\text{m}$  a 80 K. A curva a tracejado é a temperatura à qual se pretende implementar o interruptor.

Observou-se que o interruptor térmico não pode funcionar para pressões de enchimento elevadas (superiores a 1800 mbar) porque nestes casos a temperatura necessária da criobomba para o estado OFF é inferior aos 80 K da temperatura da fonte fria disponível.

Para pressões inferiores a 300 mbar o interruptor térmico também não pode operar pois a temperatura  $T_{ON}$  não é calculável: não existe gás suficiente para atingir o regime viscoso. Com o carvão AC5 consegue-se obter as temperaturas ON/OFF mais baixas e com o AC1 o resultado contrário. Estes são os carvões considerados mais interessantes a aplicar na criobomba.

Obteve-se também curvas  $T_{ON}(T_{OFF})$  (figura 6.9) para estudar a evolução destas temperaturas para diferentes massas de carvão. O estudo foi efectuado para os carvões AC1 e AC5, respectivamente.

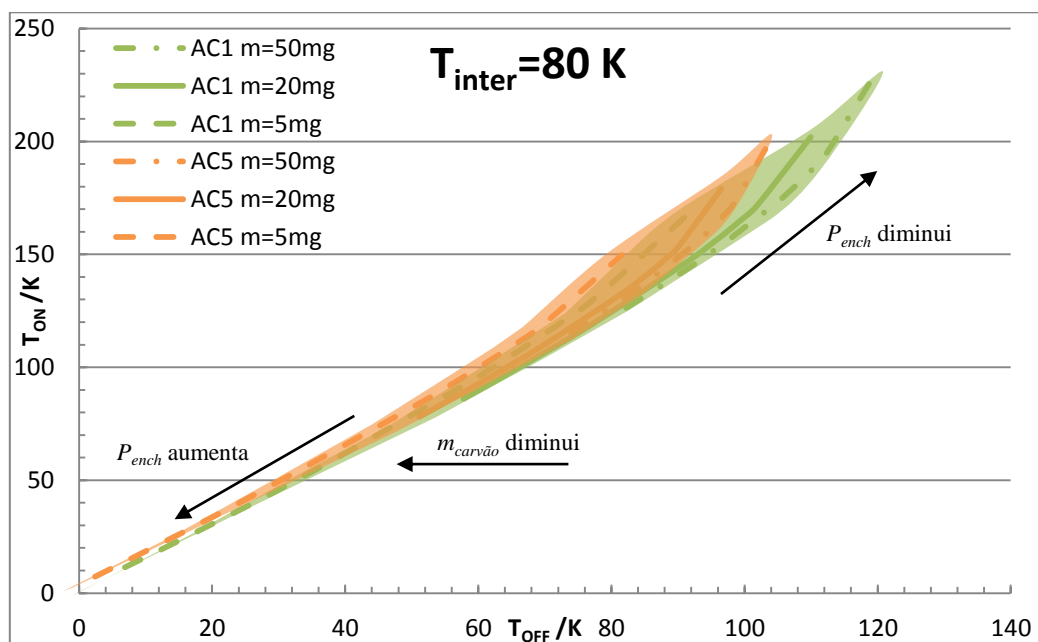


Figura 6.9 – Temperatura ON do interruptor, em função da temperatura OFF. Resultados obtidos para dois carvões (AC1 e AC5).



Como é de esperar, verifica-se um decréscimo de ambas as temperaturas ON e OFF com a diminuição da massa de carvão colocada no interior da criobomba.

Pela figura 6.8 é perceptível que quanto maior for a pressão de enchimento menor serão as temperaturas (ON e OFF). Para pressões de enchimento reduzidas, tanto  $T_{ON}$  como  $T_{OFF}$  aumentam pois a quantidade de gás disponível para a adsorção é mais limitada. Ao contrário, para pressões de enchimento elevadas a desorção é mais fácil (i.e.  $T_{ON}$  é mais baixa) mas adsorção até a uma pressão baixa é mais complicada (i.e.  $T_{OFF}$  também é mais baixa).

Analizadas as várias opções de carvões em quantidade e qualidade, optou-se por utilizar neste trabalho  $\approx 20$  mg do carvão AC1.

## 6.5. Gestão da quantidade de gás

A pressão de gás no interior do interruptor foi gerida através de dois métodos. O primeiro método que serviu para testar previamente o desempenho do interruptor: utilizou-se um painel composto por válvulas, medidores de pressão, um volume calibrado e uma bomba rotativa, como se esquematiza na figura 6.10.

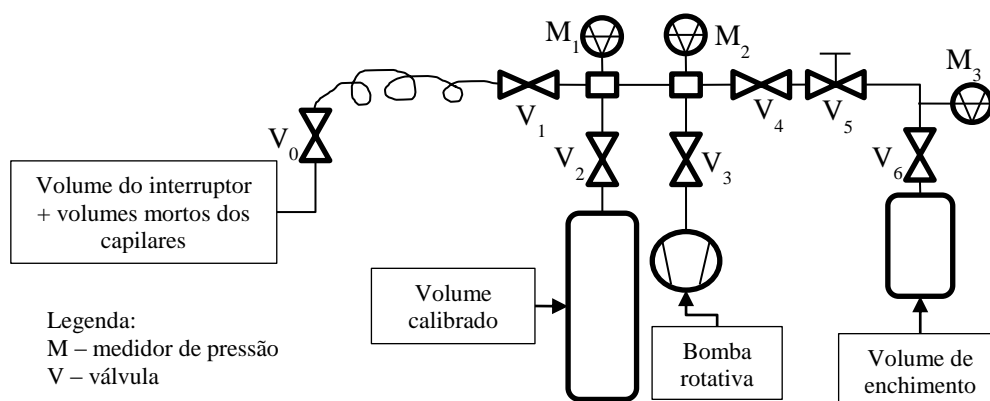


Figura 6.10 – Esquema representativo do sistema denominado por bombeamento mecânico.

Para se realizar os estudos associados ao estado ON, independentemente da criobomba, introduziu-se azoto a uma pressão suficientemente elevada no interruptor e no volume calibrado (1 litro) de maneira a manter constante a pressão sobre toda a gama de temperatura de teste ( $T \in [80; 300] K$ ).

Nos testes correspondentes ao estado OFF efectuou-se um bombeamento prévio com a bomba rotativa, garantindo uma pressão suficientemente reduzida.



## 7. Montagem e resultados

### 7.1. Projecto mecânico e montagem do interruptor

A construção mecânica do interruptor térmico foi efectuada em duas fases, sendo a primeira referente ao desenho técnico do dispositivo e a segunda à maquinação das suas peças e respectiva montagem. A empresa MECTOP (Metalomecânica de Precisão, em Setúbal) ficou encarregada de maquinar as peças.

Após a sua maquinação, as peças estiveram envolvidas em outros processos, nomeadamente na douragem e na brasagem. A douragem foi executada apenas para os dois blocos de cobre, enquanto a brasagem foi realizada entre os blocos de cobre e o tubo de aço inox. Em ambos os processos as peças foram limpas de modo a obter um bom resultado final. As limpezas foram efectuadas antes e depois da realização de cada procedimento.

As peças do interruptor foram desenhadas em *SolidWorks®* (Cf. Apêndice II). A figura 7.1 mostra o resultado obtido da montagem (neste *software*) dos dois blocos de cobre com o suporte de aço inox.

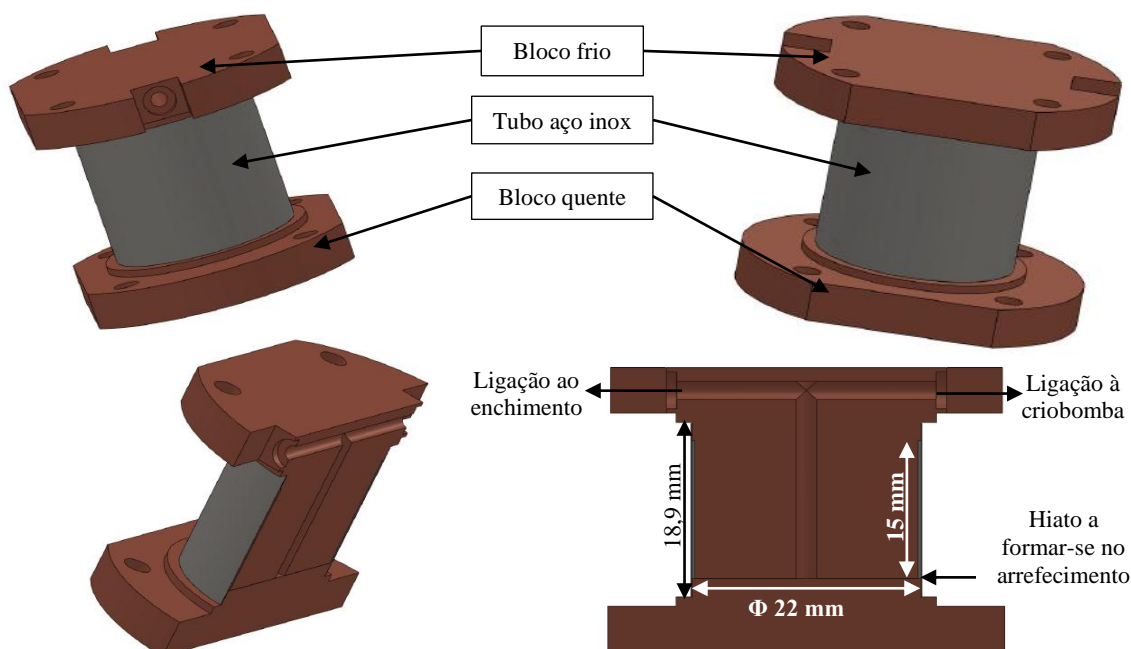


Figura 7.1 – Montagem do bloco frio e quente com o invólucro de aço inox.

O dispositivo (figura 7.2 – B) é constituído por dois blocos de cobre cilíndricos suportados por um tubo de aço inox 316 de comprimento 18,9 mm e com um diâmetro externo e interno de 22,2 mm e 22 mm, respectivamente (i.e. uma espessura de 100  $\mu\text{m}$ ). O comprimento de 15 mm, mencionado na determinação do hiato, corresponde ao comprimento disponível para a dilatação. Os restantes 3,9 mm ( $= 2 \times 1,95 \text{ mm}$ ) não são considerados para a dilatação porque são necessários para efectuar a brasagem entre os blocos de cobre e o tubo de aço inox: sobre esta distância de 1,95 mm, o aço inox está em contacto físico com o cobre e a sua temperatura é considerada como sendo a mesma que a dos blocos de cobre.

Os blocos de cobre foram dimensionados para se fixarem sobre um diâmetro de 38,1 mm correspondente à flange do dedo frio do criorrefrigerador. Ambos apresentam dois degraus obtidos por dois cilindros, maquinados nas peças, de diâmetros 25 mm e 22 mm, respectivamente. O tubo de aço inox assenta neste primeiro degrau, onde é brasado para garantir o suporte mecânico dos dois blocos de cobre e a estanquidade do dispositivo.

O bloco quente tem um comprimento de 8 mm enquanto o bloco frio tem 23 mm (i.e.  $L_{BQ} = 0 \text{ mm}$  e  $L_{BF} = 15 \text{ mm}$  disponíveis para a dilatação térmica). Neste bloco existe ainda

uma perfuração, em forma de T, necessária para a admissão de gás no interior do interruptor. Nas extremidades do furo radial foram brasados os capilares (em aço inox) associados ao enchimento e à criobomba.

A distância entre os degraus dos dois blocos (quente e frio) é de 19 mm. Comparado com o comprimento do tubo de aço inox, observa-se uma diferença de 0,1 mm. Esta folga de 0,1 mm serve para garantir que o tubo de aço inox não impeça o contacto físico entre os blocos de cobre no momento da brasagem.

A montagem do interruptor foi iniciada com o acoplamento dos seus elementos constituintes: bloco frio e quente, suporte de aço inox, capilar de enchimento e capilar da criobomba (previamente brasada a este) como mostra a figura 7.2 – B. Nota-se que esta montagem é um pouco delicada devido ao manuseamento do tubo de aço inox (de espessura 100  $\mu\text{m}$ ) representar uma peça frágil e importante para o dispositivo projectado.

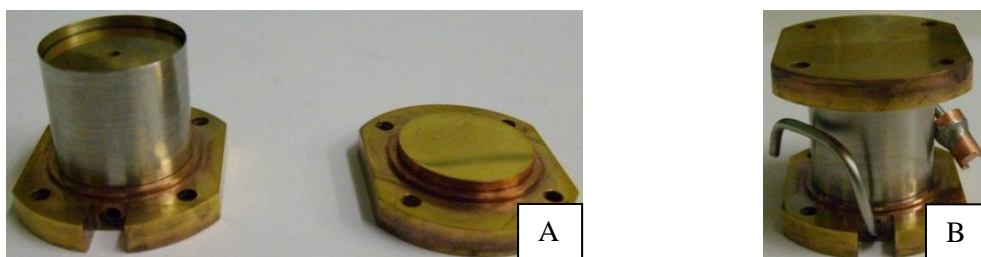


Figura 7.2 – A) – Montagem das peças constituintes do corpo do interruptor térmico. B) – Resultado final com os capilares da criobomba e do enchimento.

O estágio seguinte diz respeito às brasagens do suporte de aço inox aos blocos de cobre. Foram executadas utilizando uma solda com 96,5% de estanho (Sn) e 3,5% de prata (Ag) e um decapante adequado<sup>7</sup> para as brasagens a baixo ponto de fusão sobre o aço inox. O conjunto (blocos + tubo) foi aquecido até à temperatura de  $\approx 221\text{ }^{\circ}\text{C}$  (ponto de fusão da solda usada) graças a uma placa existente no laboratório (figura 7.3 – A) e desenhada para este efeito[9].

Iniciou-se o processo pela brasagem do bloco maior (bloco frio) porque a segunda brasagem é executada mais rapidamente devido à massa do bloco quente ser menor que a do bloco frio. Como a segunda brasagem vai ser mais rápida, o bloco maior pode não estar em equilíbrio térmico com o restante conjunto. Isto implica uma menor dilatação térmica do bloco frio e consequentemente a formação de um hiato mais reduzido, uma vez arrefecido o dispositivo.

Uma vez esta brasagem feita, a brasagem dos capilares foi executada durante o arrefecimento com uma solda comum de 60% Sn – 40% Pb (ponto de fusão  $180\text{ }^{\circ}\text{C}$ ), possibilitando assim uma possível remoção dos capilares sem danificar a brasagem entre o revestimento de aço inox e os blocos de cobre. Esta brasagem foi conseguida com recurso ao decapante utilizado na brasagem entre os blocos de cobre e o tubo de aço inox devido à solda utilizada não ser a mais indicada para a brasagem do aço inox.

Após a brasagem deste primeiro bloco, deixou-se arrefecer o sistema para rodar o interruptor de  $180^{\circ}$  de maneira a poder aquecer o bloco quente. A figura 7.3 – B mostra o resultado final.

<sup>7</sup> Solda Castolin 157 e decapante Castolin 157A

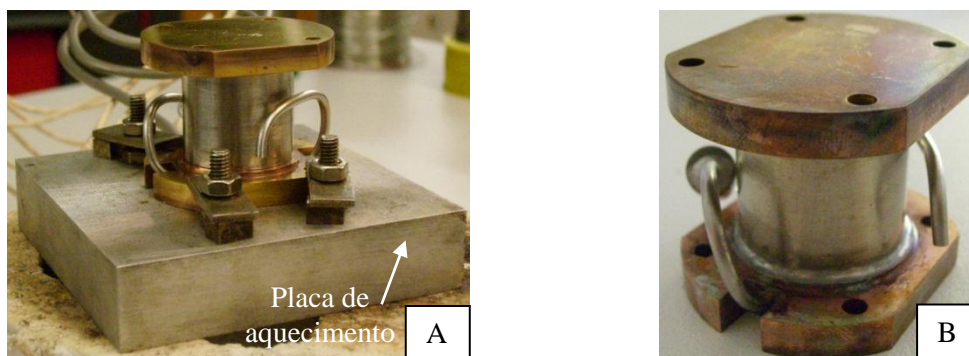


Figura 7.3 – A) – Montagem experimental do aquecimento no momento da brasagem. B) – Resultado da brasagem do tubo de aço inox aos blocos de cobre e dos capilares ao bloco frio.

Observou-se um resultado final de cordão de brasagem homogéneo. Pela figura 7.3 – B é perceptível que o depósito de ouro foi muito danificado durante estas fases de brasagem: a deterioração dos filmes de ouro poderá dever-se a uma corrosão parcial provocada pelo decapante usado para o processo de brasagem.

Antes de realizar a montagem no criorefrigerador, efectuou-se uma limpeza geral na parte de fora do dispositivo (com acetona).

Para um teste prévio aplicou-se uma corrente eléctrica (100 mA) entre os dois blocos do interruptor térmico para determinar se a resistência medida correspondia à do tubo de aço inox. Este procedimento serviu para verificar a existência (ou não) de um hiato entre os blocos de cobre. O resultado obtido (1,68 m $\Omega$ ) correspondeu de facto à resistência eléctrica do tubo de aço inox, o que indicou a presença de um hiato entre os blocos de cobre já à temperatura ambiente.

## 7.2. Montagem experimental e aquisição

O interruptor foi ensaiado num criorefrigerador (figura 7.4) da *CTI – Cryogenics*. O seu princípio de funcionamento baseia-se num ciclo termodinâmico, composto por processos isotérmicos e isobáricos, designado por *Gifford-McMahon*[28]. Apresenta dois estágios atingindo o primeiro uma temperatura  $\approx 40$  K, enquanto o segundo pode alcançar até 10 K.

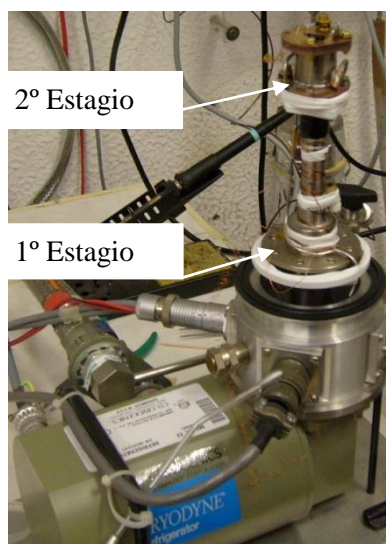


Figura 7.4 – Visão geral do criorefrigerador.

É provido de um ecrã em alumínio termalizado no primeiro estágio do criorefrigerador para minorar as contribuições térmicas provenientes por radiação.

O vácuo de isolamento térmico da câmara do criorefrigerador é garantido por um sistema de vácuo bomba turbo molecular – bomba de membrana.

Nesta montagem é efectuada a medição das temperaturas respectivas ao dedo frio (termómetro do tipo díodo), ao bloco frio (termómetro do tipo resistivo (*cernox*)) e ao bloco quente (termómetro do tipo díodo). Estes termómetros são medidos pelos controladores *Lakeshore 332* e *Cryo-con 24*.

O aquecimento do bloco quente foi realizado com recurso a duas resistências eléctricas de 1200  $\Omega$ , ligadas em paralelo (figura 7.5 – B), sendo a potência de aquecimento fornecida por uma fonte de corrente *Keithley 6220*.

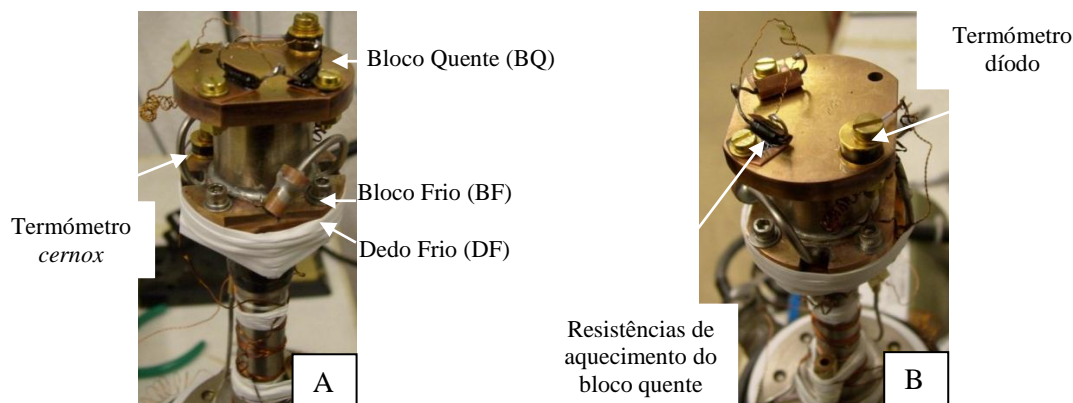


Figura 7.5 A) e B) – Visão geral da montagem do interruptor térmico ao dedo frio do criorefrigerador. Indicação dos termómetros e das resistências de aquecimento do bloco quente.

Durante a fixação do interruptor térmico ao dedo frio teve-se um cuidado minucioso para evitar que os fios e os capilares intervenientes toquem no escudo de radiação. Qualquer contacto entre estes resultaria numa indesejada e não mensurável potência parasita.

O controlo e a aquisição de dados foram realizados por dois programas desenvolvidos em *Labview*, sendo um respeitante ao controlo da criobomba (Cf. secção 6.3) e o outro ao controlo da temperatura do bloco frio do dispositivo e à aquisição dos resultados experimentais.

O segundo programa<sup>8</sup> é utilizado para o controlo térmico da montagem criogénica e para a aquisição dos resultados experimentais. Realiza o controlo da temperatura do bloco frio e mede as temperaturas dos blocos de cobre e a do dedo frio do criorefrigerador, sendo o registo de todas as medidas executadas ao longo do tempo em que a experiência decorre. Estes aparelhos comunicam com o computador através de protocolo GPIB.

As figuras 7.6 e 7.7 ilustram os dispositivos utilizados na aquisição de dados bem como o painel de controlo do programa principal.

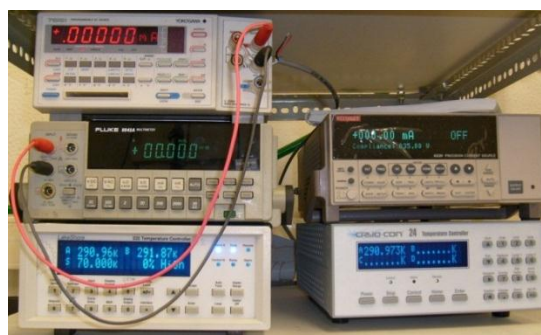


Figura 7.6 – Aparelhos referentes ao controlo térmico da montagem criogénica.

<sup>8</sup> Programa já existente no laboratório de criogenia, para aplicações anteriores ao projecto.

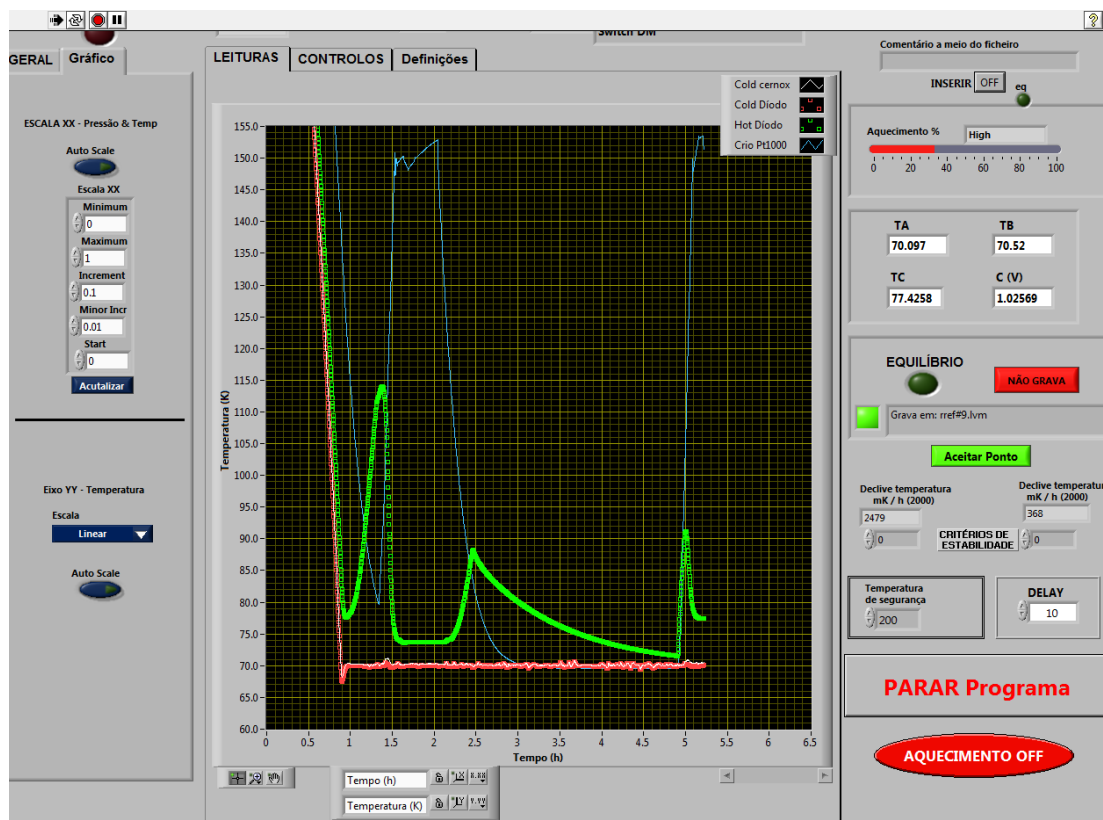


Figura 7.7 – Painel de controlo do programa principal. Desempenha as funções de controlo térmico e de aquisição dos dados experimentais.

### 7.3. Testes

A condutância do interruptor foi medida por dois métodos: o estático e o dinâmico. Estes dois métodos são distintos e dependem dos estados ON e OFF do interruptor térmico. A figura 7.8 esquematiza a situação, observada na aquisição, para os dois métodos (estático e dinâmico) consoante o estado de funcionamento do dispositivo.

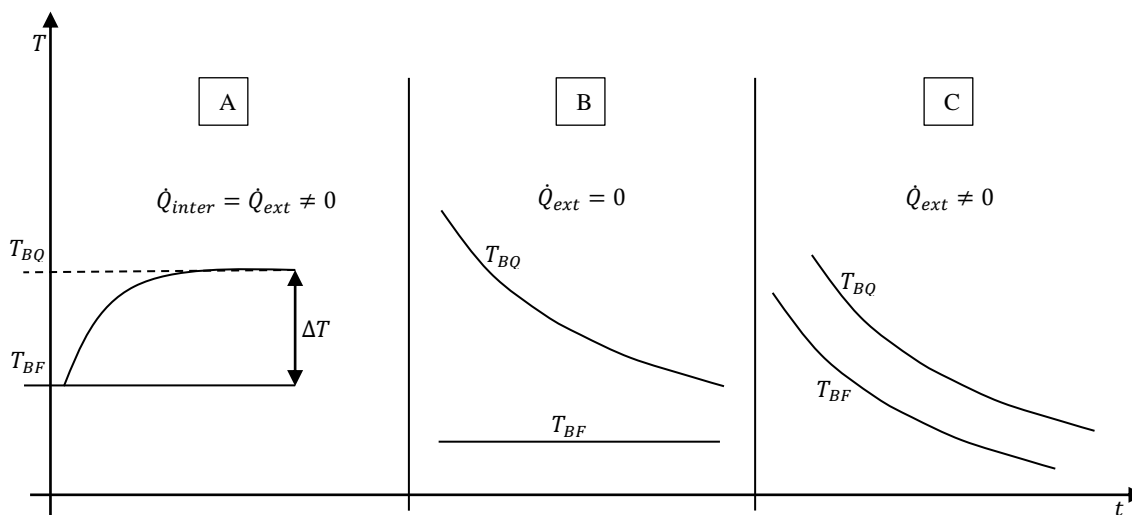


Figura 7.8 – Esquematização dos métodos executados para a aquisição de resultados. A – Método estático. Este método é idêntico para os estados ON e OFF: apenas se modifica as condições experimentais, de maneira a garantir o estado de funcionamento pretendido. B – Método dinâmico referente ao estado OFF. C – Método dinâmico relativo ao estado ON.



O método estático (figura 7.8 – A) consiste em aplicar uma potência ( $\dot{Q}_{ext}$ ) ao bloco quente e deixar que a sua temperatura  $T_{BQ}$  estabilize. No equilíbrio, isto é, quando se verifica uma diferença de temperatura entre os blocos de cobre (quente e frio) estável ( $\Delta T \approx \text{constante}$ ), a potência que atravessa o dispositivo é igual à potência externa aplicada e a condutância térmica do interruptor  $K = \dot{Q}_{inter}/\Delta T$  é calculada com o  $\dot{Q}_{ext}$ . Com vários valores de  $\dot{Q}_{ext}$ , o declive duma curva experimental  $\dot{Q}_{inter}(\Delta T)$  para  $\Delta T \leq 20 \text{ K}$  permite uma boa medida da condutância térmica do interruptor. Este método tem o inconveniente de pedir o equilíbrio térmico dos dois blocos o que pode ser muito demorado, em particular no estado OFF ou quase OFF: com efeito, nestes casos a resistência térmica ( $R_{inter}$ ) do interruptor é muito elevada e conduz a tempos de estabilização  $R_{inter}C_{BQ}$  muito elevados (que podem atingir um dia...).

Os métodos dinâmicos evitam este inconveniente. Consistem em medir as variações das temperaturas dos blocos (quente e frio) ao longo do tempo e a partir da derivada  $dT_{BQ}/dt$  obter a condutância térmica do interruptor. Por exemplo, na figura 7.8 – B, a temperatura do bloco frio está estável (estado facilmente obtido graças ao seu bom acoplamento com o dedo frio e ao controlo PID) mas a temperatura do bloco quente demora mais a estabilizar porque a troca térmica entre blocos é reduzida (estado OFF ou quase OFF). Se a potência aplicada ao bloco quente é nula ( $\dot{Q}_{ext} = 0$ ), a potência que atravessa o interruptor é devida ao arrefecimento do bloco frio e é igual a  $\dot{Q}_{inter} = C_{BQ}\dot{T}_{BQ}$  em que  $C_{BQ}$  é a capacidade calorífica do bloco quente: a condutância do dispositivo é então calculada pela expressão 7.1.

$$K_{inter} = -\frac{C_{BQ}\dot{T}_{BQ}}{T_{BQ}-T_{BF}} \quad 7.1$$

Usando este método é possível traçar uma curva  $\dot{Q}_{inter} = C_{BQ}\dot{T}_{BQ}$  (a  $T_{BF} = \text{constante}$ ) em função de  $\Delta T = T_{BQ} - T_{BF}$  em  $\approx 3$  horas.

Na configuração ON ou quase ON, como a troca de calor é eficiente, a diferença de temperatura entre os blocos (quente e frio) é reduzida e pode originar um erro sobre as medições de  $\Delta T = T_{BQ} - T_{BF}$  (i. e. erro sobre  $K$ ), convém aplicar uma potência externa sobre o bloco quente de maneira a aumentar o  $\Delta T$  e diminuir assim o erro sobre  $K_{inter}$ :

$$C_{BQ}\dot{T}_{BQ} = \dot{Q}_{ext} - \dot{Q}_{inter} \leftrightarrow \dot{Q}_{inter} = \dot{Q}_{ext} - C_{BQ}\dot{T}_{BQ} \rightarrow K_{inter} = \frac{\dot{Q}_{ext} - C_{BQ}\dot{T}_{BQ}}{\Delta T} \quad 7.2$$

No caso ON ou quase ON, fazendo variar a temperatura do bloco frio (figura 7.8 – C), pode-se obter uma curva  $K(T_{inter})$ , numa gama de temperatura bastante larga, rapidamente (2 h).

Utilizando estes dois métodos de determinação da condutância térmica do interruptor, foi possível avaliar o desempenho do dispositivo projectado sendo verificado para dois gases de troca: o azoto e o hélio.

### 7.3.1. Estado OFF

A figura 7.9 mostra a caracterização do estado OFF do interruptor térmico construído, “sem gás” no seu interior. Na figura estão presentes os resultados obtidos pelos dois métodos (estático e dinâmico) que foram comparados com o previsto para uma temperatura média de funcionamento do dispositivo de 80 K.



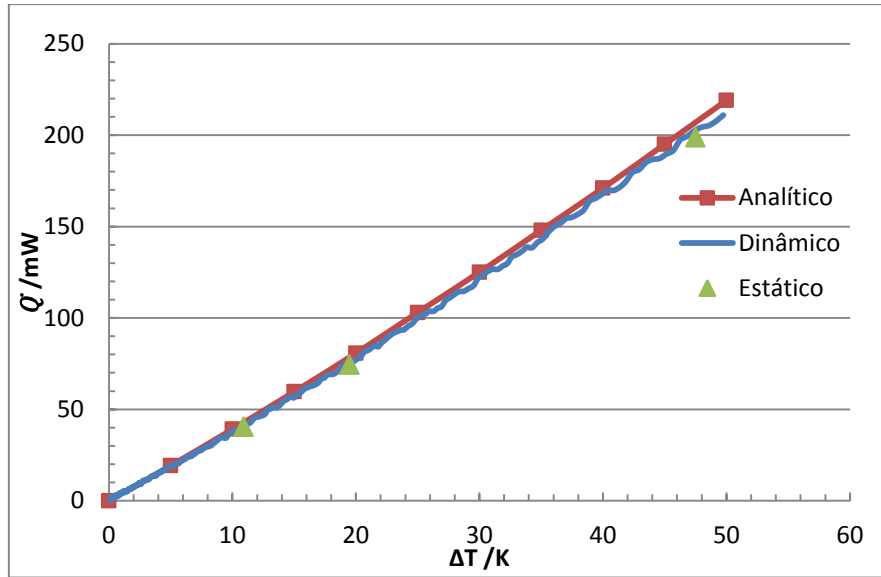


Figura 7.9 – Variação da potência do interruptor, em função da diferença de temperatura dos blocos. Resultado obtido para  $T_{inter}=80$  K e “sem gás” no interior do interruptor. Os “resultados analíticos” correspondem à equação 6.3.

Observou-se uma concordância dos resultados estáticos e dinâmicos com os valores analíticos, sendo a condutância térmica efectiva do interruptor, neste estado, de 3,8 mW/K. Este valor corresponde ao declive de um ajuste linear sobre os pontos compreendidos para  $\Delta T \in [0; 20]K$ .

A figura 7.10 diz respeito ao mesmo estudo mas com uma pressão de enchimento  $\approx 960$  mbar e com a criobomba a  $T = 70$  K. O gás de troca utilizado foi o azoto, para uma temperatura de funcionamento de 70 K.

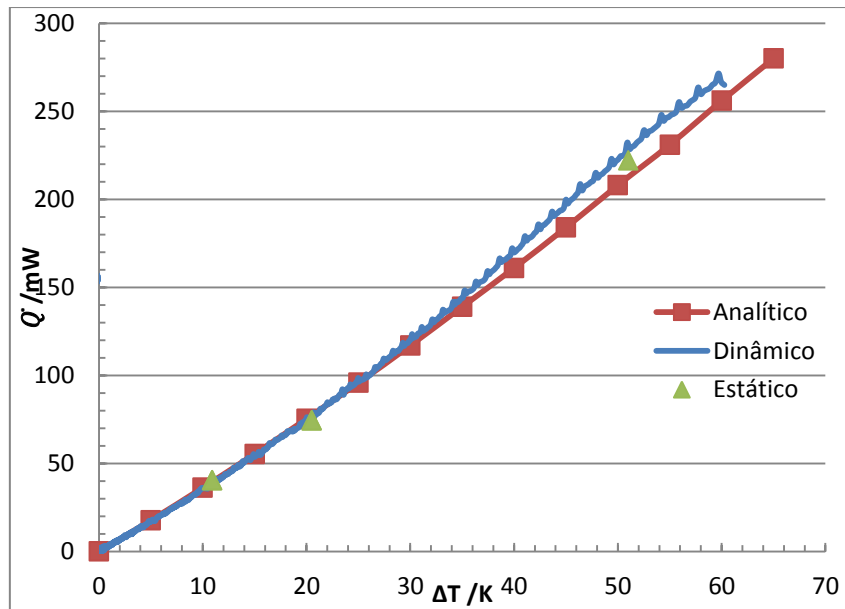


Figura 7.10 – Caracterização OFF do interruptor térmico projectado. Resultados adquiridos para  $T_{inter}=70$  K.

Os resultados experimentais estão de acordo com os esperados embora os pontos dinâmicos comecem a divergir, para  $\Delta T > 50$  K. Esta divergência pode-se dever a uma contribuição de potência radiada que não foi contabilizada no modelo térmico. A não linearidade de  $\dot{Q}_{inter}(\Delta T)$  é devido à variação não desprezável da condutividade térmica do aço inox na gama de 70 K e ao longo da gama de temperatura utilizada para esta medida ( $T \in$

[70; 140] K). A condutância térmica do estado OFF, determinada para  $\Delta T < 20\text{ K}$  é de 3,8 mW/K, valor semelhante ao obtido para os resultados do interruptor “sem gás”. Este resultado mostra que a criobomba conseguiu reduzir a pressão até obter uma condutância pelo gás (no regime molecular) muito inferior à do suporte de aço inox, como pretendido.

### 7.3.2. Estado ON

As duas figuras seguintes (7.11 e 7.12) dizem respeito aos resultados obtidos para a caracterização do estado ON do interruptor, onde o hélio ( $^4\text{He}$ ) foi o gás de troca utilizado ( $P \approx \text{constante}$ ). A figura 7.11 apresenta pontos obtidos pelo método estático (de  $\dot{Q}_{inter}(\Delta T)$ ) para diferentes temperaturas médias.

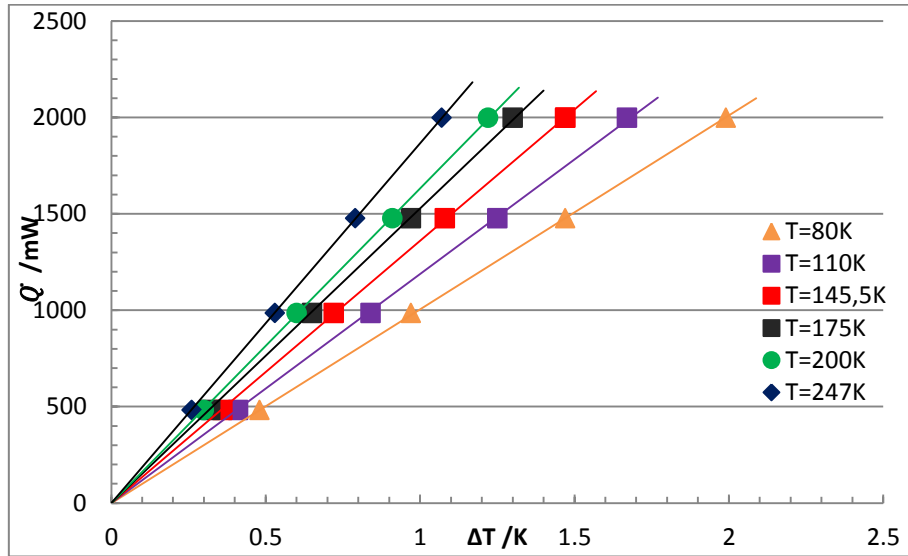


Figura 7.11 – Potência do interruptor em função de  $\Delta T$ . O ajuste linear dos pontos referentes à mesma temperatura média corresponde à condutância térmica do interruptor à mesma temperatura. Os valores indicados são referentes a diferentes temperaturas médias.

O declive das rectas, indicadas na figura, representa a condutância térmica do interruptor térmico à temperatura média referida.

A tabela 7.1 resume os resultados obtidos confrontando-os com os analíticos ( $K_{max}$  indicado na expressão 6.4). Utilizando o valor esperado para o hiato ( $\approx 3\text{ }\mu\text{m}$  a 300 K), uma grande discrepância aparece entre estes dois tipos de resultados. Foi preciso usar um hiato de 14,5  $\mu\text{m}$  a 300 K para descrever estes resultados.

Tabela 7.1 – Comparação dos valores experimentais de  $K(T_{inter})$  com os resultados calculados. Resultados obtidos para o hélio como gás de troca.

$T_{inter} / \text{K}$	$^4\text{He}$		
	$K / \text{mW.K}^{-1}$		
	Experimental	Analítico ( $\Delta=3\text{ }\mu\text{m}$ a 300 K)	Analítico ( $\Delta=14,5\text{ }\mu\text{m}$ a 300 K)
80	1006	2092	1014
110	1188	2307	1185
145	1361	2579	1373
175	1528	2804	1524
200	1633	2981	1642
247	1866	3284	1849

Com este valor, o erro relativo médio não excede  $\pm 1\%$ .

A figura 7.12 mostra a evolução da condutância térmica do interruptor em função da sua temperatura média ( $T_{inter}$ ) de funcionamento. Estão presentes os resultados estáticos que acabaram de ser descritos mais os resultados dinâmicos referentes ao aquecimento/arrefecimento do bloco frio quando se aplicou uma potência de 2 W ao bloco quente do interruptor. Estes resultados são confrontados com o resultado analítico previsto (curva a vermelho). Para o método estático, obteve-se pontos para diferentes  $T_{inter}$  (pontos castanhos) e para diferentes potências aplicadas ao bloco quente (pontos verdes).

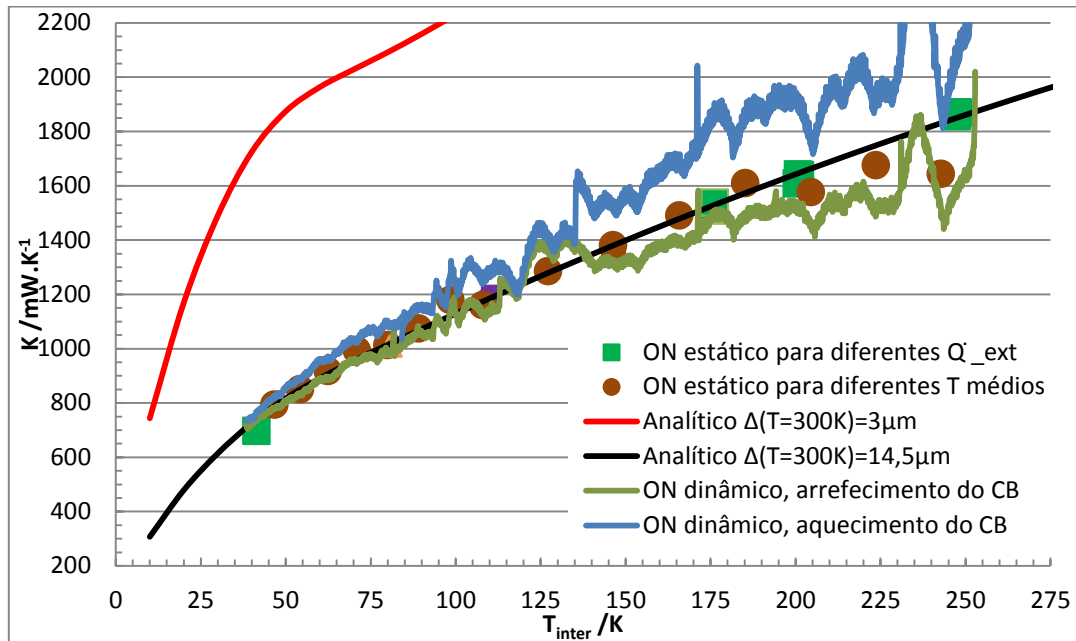


Figura 7.12 – Caracterização do estado ON do interruptor térmico obtido por pela dilatação diferencial, com um hiato gasoso de hélio ( $^4\text{He}$ ).

Pela figura 7.12, verificou-se uma discrepância entre os resultados experimentais e os previstos que foi resolvida, por tentativa erro, admitindo um hiato de  $14,5 \mu\text{m}$  a  $300 \text{ K}$ . Esta contribuição provocou um hiato superior entre os blocos, por exemplo para  $T_{inter} = 10 \text{ K}$  em vez de  $\Delta = 7,4 \mu\text{m}$  tem-se  $\Delta = 19 \mu\text{m}$ . Após esta correcção, observou-se uma concordância razoável entre os pontos experimentais estáticos.

As figuras 7.13 e 7.14 dizem respeito aos resultados obtidos na caracterização do ON utilizando como gás de troca o azoto ( $N_2$ ). Na figura 7.13 apresenta-se os resultados estáticos e dinâmicos, bem como o analítico previsto (i. e.  $\Delta(300\text{ K}) \approx 3\text{ }\mu\text{m}$ ) e o corrigido ( $\Delta(300\text{ K}) \approx 14,5\text{ }\mu\text{m}$ ). Para o azoto, tanto os pontos estáticos como os dinâmicos foram adquiridos da mesma forma já mencionada para o hélio.

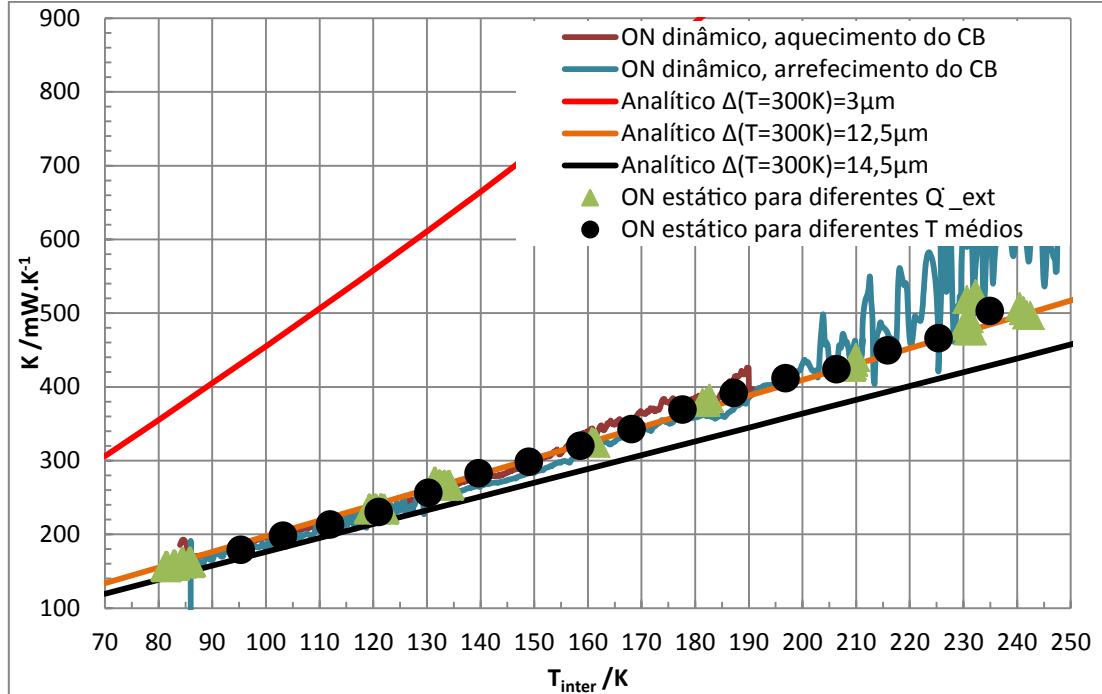


Figura 7.13 – Caracterização do estado ON do interruptor, para um hiato gasoso de azoto. Resultados experimentais (estáticos e dinâmicos) comparados com os analíticos.

Como se pode observar na figura 7.13, os pontos estáticos adquiridos estão de acordo com as curvas experimentais dinâmicas e ambos os resultados concordam razoavelmente com o valor de  $14,5\text{ }\mu\text{m}$  a  $300\text{ K}$  obtido com hélio. Para temperaturas médias superiores a  $180\text{ K}$ , existe um erro relativo de  $\approx 15\%$  entre os valores analíticos e os experimentais, sendo o interruptor mais condutor que o previsto para um hiato de  $14,5\text{ }\mu\text{m}$  a  $300\text{ K}$ . A curva analítica que está concordante com os resultados experimentais corresponde a um hiato de  $12,5\text{ }\mu\text{m}$  a  $300\text{ K}$  (curva laranja).

A figura 7.14 mostra a evolução da potência em função da diferença de temperatura dos blocos, sendo cada conjunto de pontos estáticos associado a  $T_{inter}$  diferentes.

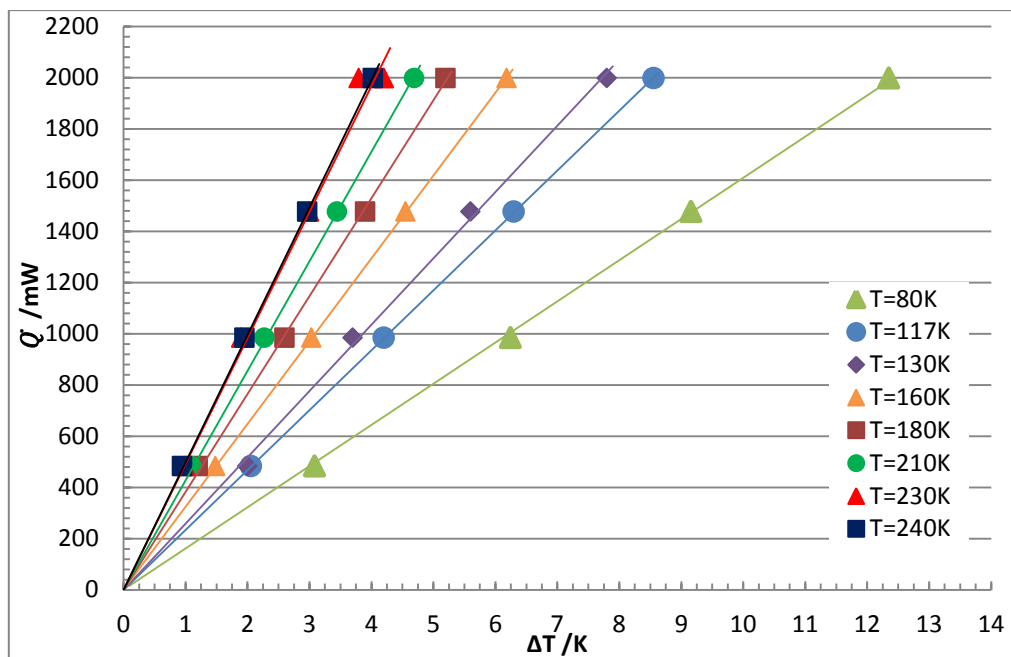


Figura 7.14 –  $\dot{Q}(\Delta T)$  para diferentes temperaturas médias do interruptor sendo o gás de troca o azoto. O ajuste linear dos pontos referentes à mesma temperatura média corresponde à condutância térmica do interruptor à mesma temperatura.

Sendo o conjunto de pontos razoavelmente linear, efectuou-se o ajuste linear a cada conjunto de pontos estáticos de modo a determinar (através do declive) a condutância térmica média do interruptor para cada  $T_{inter}$ .

Os resultados obtidos foram comparados com os valores analíticos, como mostra a tabela 7.2.

Tabela 7.2 – Condutância térmica do interruptor projectado, em função da sua temperatura média. Resultados alcançados *versus* analíticos.

$T_{inter}/K$	$N_2$			
	$K/mW.K^{-1}$			
	Experimental	Analítico ( $\Delta=3$ $\mu m$ a 300 K)	Analítico ( $\Delta=12,5$ $\mu m$ a 300 K)	Analítico ( $\Delta=14,5$ $\mu m$ a 300 K)
80	161	355	155	138
117	234	542	233	208
130	259	611	261	233
160	324	776	324	289
180	382	894	367	326
210	428	1083	431	382
240	498	1289	495	439

Os resultados adquiridos estão de acordo com os estimados apresentado um erro relativo (médio) de <14%.

Todos os resultados no estado ON mostram que o hiato a 300 K vale entre 12  $\mu m$  e 14  $\mu m$  em vez dos 3  $\mu m$  previstos. Por enquanto, não foram encontradas razões para esta discrepância. Por outro lado, a determinação do hiato com  $^4He$  ou com  $N_2$  dá resultados diferentes, embora não muito afastados. Este facto não se percebe muito bem a não ser uma discrepância de  $\approx 15\%$  para os valores da condutividade dos gases o que não parece muito provável.

### 7.3.3. Curva ON – OFF

A curva característica ON – OFF representa a variação da condutância efectiva do interruptor térmico em função da temperatura da criobomba (Cf. secção 6.4.2). Para o cálculo analítico desta curva, recorre-se às equações 6.2 e 6.6 sendo preciso ainda conhecer a pressão de enchimento do interruptor térmico e o seu volume total.

A figura 7.15 indica os resultados obtidos para um hiato gasoso de azoto de 14,5  $\mu\text{m}$  (a 300 K), comparados com os valores esperados. Os conjuntos de pontos estáticos são referentes a diferentes pressões de enchimento do interruptor, nomeadamente para  $P_{ench} = 860 \text{ mbar}$ ,  $P_{ench} = 500 \text{ mbar}$  e  $P_{ench} = 250 \text{ mbar}$  e são comparados com o  $K(T_{crio})$  obtido a partir do modelo térmico desenvolvido no capítulo 6.

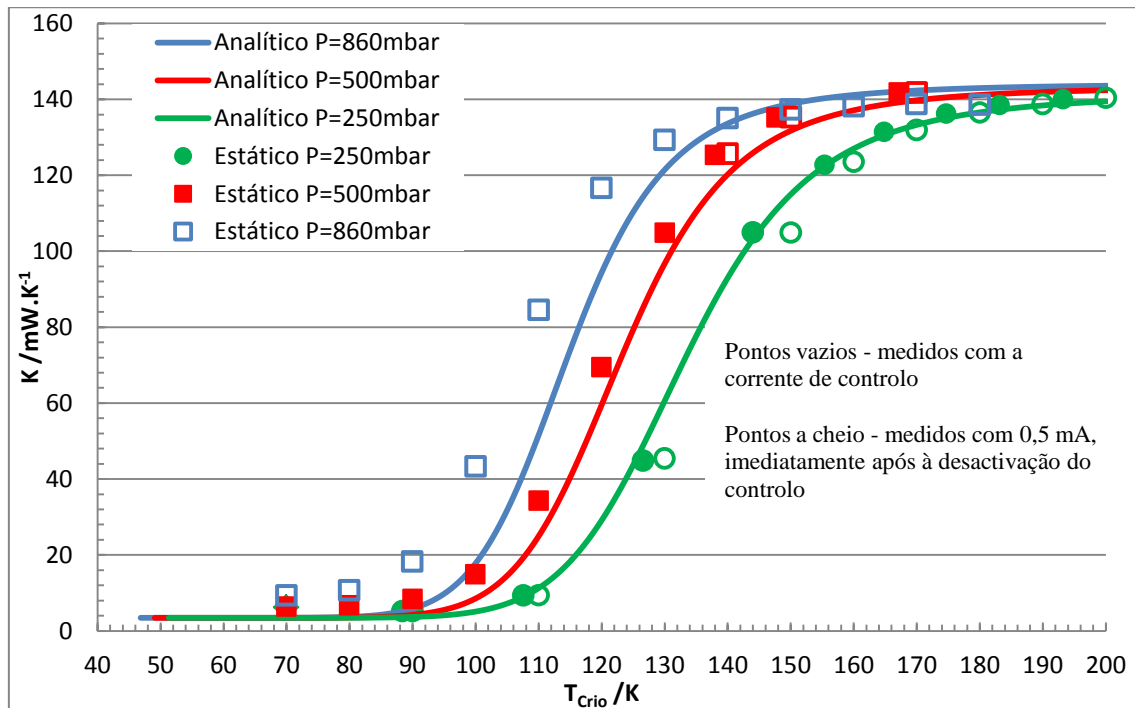


Figura 7.15 – Curva característica ON – OFF de um interruptor térmico. Os resultados apresentados são para um hiato gasoso de azoto. Curva azul – resultado analítico para  $P_{ench}=860 \text{ mbar}$ . Curva vermelha – resultado analítico para  $P_{ench}=500 \text{ mbar}$ . Curva verde – resultado analítico para  $P_{ench}=250 \text{ mbar}$ . Resultados obtidos para uma temperatura média do interruptor de  $\approx 70 \text{ K}$ .

Como explicado na secção 6.4.4, quanto mais elevada for a pressão de enchimento menor são as temperaturas necessárias para o estado OFF e ON: isto explica o deslocamento global das curvas experimentais do lado das baixas temperaturas quando a pressão de enchimento aumenta. Esta figura mostra também que a condutância efectiva satura para um valor de  $\approx 140 \text{ mW/K}$  (para  $T_{inter} = 70 \text{ K}$ ), valor independente da pressão de enchimento: nesta zona, o gás encontra-se no regime viscoso e a condutividade térmica torna-se independente da pressão, isto é, a partir duma certa temperatura da criobomba, a pressão continua a aumentar no interruptor mas sem reflexo sobre a condutância do mesmo.

No estado ON e na zona de transição de estados, os resultados experimentais estão razoavelmente concordantes com os previstos (corrigindo o valor do hiato para 14,5  $\mu\text{m}$  a 300 K). A tabela 7.3 compara os resultados  $T_{ON}$  com os esperados.

Tabela 7.3 – Temperatura da criobomba referente ao estado ON do interruptor térmico. Comparação entre os valores experimentais e os esperados para  $\Delta=14,5 \mu\text{m}$  a 300 K.

$P_{ench}/\text{mbar}$	$T_{ON}/\text{K}$	
	Experimental	Analítico ( $\Delta=14,5 \mu\text{m}$ a 300 K)
250	160	160
500	140	145
860	130	134

A discrepância aumenta do lado do estado OFF e é provavelmente devida em grande parte a uma condutância OFF maior que a prevista. Como a temperatura da criobomba tem por base a caracterização do carvão adsorvente, uma explicação possível seria, por exemplo, o carvão colocado no interior da criobomba não apresentar as mesmas propriedades que apresentou no início dos testes, nomeadamente por ter sido contaminado por vapores do fluxo utilizado na brasagem ou mesmo por ter adsorvido água quando exposto ao ar. Estas várias soluções estão actualmente a ser investigadas.

Como explicado na secção 6.1, a resistência Pt1000 é utilizada não só para medir a temperatura da criobomba mas também para aquecê-la. Para ter uma ideia do sobreaquecimento da resistência Pt1000 foram efectuadas duas medições distintas para uma mesma temperatura de criobomba e para a pressão de enchimento de 250 mbar e 500 mbar: a primeira (símbolos vazios) consistiu em registar a temperatura da criobomba durante a acção do controlo (corrente elevada), enquanto a segunda medição (símbolos a cheio) foi adquirida no instante a seguir à desactivação do controlo, ou seja, usando uma corrente eléctrica de medida muito reduzida (0,5 mA). Os resultados mostram um sobreaquecimento relativamente pequeno (sempre inferior a 10 K mesmo com uma corrente igual a 15 mA, isto é, uma potência  $\approx 225 \text{ mW}$  dissipada na resistência. O envolvimento da resistência em *Stycast* fornece um bom contacto térmico e este método de utilizar o mesmo sensor para aquecer e medir a temperatura é uma solução original, compacta e económica.

## 7.4. Comparação com os interruptores existentes no laboratório

A tabela 7.4 apresenta características dos interruptores térmicos agora existentes no laboratório de criogenia e descritos no capítulo 2 (figura 2.5 e figura 2.6), bem como as características do interruptor agora descrito. Esta comparação serviu para evidenciar as características de cada dispositivo. A comparação foi realizada para situações de funcionamento idênticas, isto é, para uma temperatura média de 70 K e para um hiato gasoso de azoto. Todos os interruptores mencionados apresentam um tubo de aço inox de espessura 100  $\mu\text{m}$ .

Tabela 7.4 – Comparação entre os interruptores existentes no laboratório de criogenia e o projectado. Condutâncias ON/OFF referentes a  $T_{inter}=70\text{ K}$ .

Interruptor térmico	$L_{inter}$ /mm	$L_{ss}$ /mm	$\phi_{max}$ /mm	$\phi_{ss}$ /mm	Massa /g	$K_{ON}$ /mW.K <sup>-1</sup>	$K_{OFF}$ /mW.K <sup>-1</sup>	ON/ OFF	$S/A$ / $10^3\text{ mm}$
Hiato cilíndrico	88	50	32	14	145	90	1	90	11,4
Palhetas	50	38	38,1	22	210	304	1,9	196	55
Dilatação	31	18,9	38,1	22	160	140	3,8	37	20

O interruptor térmico descrito nesta dissertação, em relação ao interruptor de hiato cilíndrico, apresenta uma condutância ON melhor proveniente da razão entre área e o espaçamento do hiato ( $S/A$ ) ser maior e uma condutância OFF menos favorável (i.e. maior) devido à utilização de um tubo de aço inox mais curto e de maior diâmetro.

Comparado com o interruptor de palhetas, o interruptor de dilatação apresenta condutâncias piores em ambos os estados (ON e OFF). O resultado do estado ON deve-se a  $S/A$  ser reduzida, enquanto o do estado OFF é devido à restrição do comprimento do tubo de aço inox que, por ser mais curto, pode ser vantajoso em circunstâncias particulares.



## 8. Conclusão

Do trabalho desenvolvido obteve-se um interruptor térmico a gás de troca onde se originou um hiato, através da contracção térmica diferencial dos materiais constituintes do interruptor. O conceito proporcionou a construção de um interruptor de hiato variável com a temperatura e de pequenas dimensões, sendo o hiato previsto de  $\approx 7 \mu\text{m}$  para a temperatura de 70 K. Os resultados obtidos indicaram a formação de um hiato maior (cerca de  $\approx 19 \mu\text{m}$  a 70 K), não estando de acordo com o calculado, significando que as condições de temperatura das várias peças constituintes, previstas aquando do dimensionamento do hiato, não terão correspondido à implementação. Mesmo assim o interruptor construído apresenta um hiato  $\approx 5$  vezes menor que os hiatos dos interruptores existentes no laboratório de criogenia. Esta característica facultou o desenvolvimento de um interruptor leve, compacto e robusto com uma condutância (ON e OFF) apreciável para as aplicações criogénicas.

Para a temperatura de funcionamento de 70 K, obteve-se uma condutância ON de 140 mW/K e uma condutância OFF de 3,8 mW/K. O interruptor implementado apresenta uma condutância ON  $\approx 2$  vezes melhor, comparado ao interruptor de hiato cilíndrico e um  $K_{ON} \approx 2$  vezes pior, em relação ao interruptor de palhetas. Estes resultados são justificados pelo quociente entre a área efectiva disponível e o espaçamento do hiato em cada interruptor. A condutância OFF alcançada é superior à dos dois interruptores mencionados (hiato cilíndrico e palhetas) devido ao tubo de aço inox utilizado (de espessura igual a  $100 \mu\text{m}$ ) ser mais curto e de maior diâmetro. Embora o interruptor desenvolvido seja mais curto que os anteriores, os blocos de cobre são fáceis de maquinar, possibilitando uma razão  $S/\Delta$  elevada sem recorrer a tolerâncias muito reduzidas. Estes blocos também se montam com facilidade ao suporte de aço inox porque não é necessário utilizar peças especiais para manter o alinhamento entre as peças e para evitar o contacto físico entre o bloco quente (BQ) e o bloco frio (BF).

Neste projecto abordou-se o assunto das trocas de calor por radiação, nomeadamente uma solução capaz de minimizar este tipo de transferência de calor. No dispositivo, foram depositados (por electrólise) filmes finos de ouro (de espessura  $0,3 \mu\text{m}$ ) para reduzir a troca de calor referida. Uma montagem experimental permitiu mostrar que, entre 300 K e 450 K, mostraram que a peça dourada parece ter uma emissividade igual à do alumínio ( $\epsilon \in [0,02; 0,06]$ ). Infelizmente, devido ao decapante usado no momento da brasagem, verificou-se uma corrosão parcial do filme fino depositado da parte de fora do interruptor.

A criobomba desenvolvida neste projecto é original. Recorre só a dois fios para o seu controlo e o sensor de temperatura é utilizado para o seu aquecimento: a criobomba obtida é assim de massa ( $\approx 1,5 \text{ g}$ ) e de tamanho muito reduzidos. Isto lhe confere um calor específico muito baixo e, consequentemente, um tempo de resposta térmico relativamente curto em comparação aos modelos usuais.

Para o controlo da temperatura da criobomba, implementou-se (em *Labview*) um programa capaz realizar um aquecimento controlado, com recurso a um controlador do tipo PID e um aquecimento manual. O operador decide o tipo de aquecimento que pretende efectuar. O programa desenvolvido pode ainda ser melhorado, nomeadamente com a introdução de uma rotina capaz de efectuar o aquecimento/arrefecimento da criobomba, segundo uma determinada taxa. O resultado seria uma rampa de aquecimento/arrefecimento progressivo que, por exemplo, permitiria um estudo mais eficiente do dispositivo projectado. Recorrendo a este programa, determinou-se a variação da condutância do interruptor em função da temperatura da criobomba ( $K(T_{Crio})$ ): os resultados obtidos foram convergentes com os calculados com a modelação térmica efectuada.

As perspectivas deixadas por este projecto passam por desenvolver um mesmo dispositivo, tentando agora obter um hiato a 300 K igual (ou menor) ao calculado ( $\approx 3 \mu\text{m}$  a 300 K). Um outro aspecto a ser melhorado será o acabamento final do dispositivo de maneira a proteger os filmes finos de Au do decapante da solda.



## 9. Referências

1. Catarino, I., G. Bonfait, and L. Duband, *Neon gas-gap heat switch*. Cryogenics, 2008. **48**(1-2): p. 17-25.
2. Catarino, I., et al., *Gas gap thermal switches using neon or hydrogen and sorption pump*. Vacuum, 2009. **83**(10): p. 1270-1273.
3. Bywaters, R.P. and R.A. Griffin, *GAS-GAP THERMAL SWITCH FOR CRYOGENIC APPLICATIONS*. Cryogenics, 1973. **13**(6): p. 344-349.
4. Donabedian, M., *Spacecraft Thermal Control Handbook*. Volume II: Cryogenics, ed. T.A. Press. 2002, California.
5. Bonfait, G., et al., *20 K Energy storage unit*. Cryogenics, 2009. **49**(7): p. 326-333.
6. Catarino, I., et al., *6 K solid state Energy Storage Unit*. Cryogenics, 2010. **50**(2): p. 102-110.
7. Afonso, J.P., *Unidade Criogénica de Armazenamento de energia com Mudança de Fase*, in *Departamento de Física - Tese de Mestrado*. 2009, Universidade Nova Lisboa - Faculdade de Ciências e Tecnologia: Lisboa.
8. Burger, J.F., et al., *165 K microcooler operating with a sorption compressor and a micromachined cold stage*. Cryocoolers 11, ed. R.G. Ross. 2001, New York: Kluwer Academic/Plenum Publ. 551-560.
9. Martins, D.F., *Desenvolvimento, Construção e Teste de um Interruptor Térmico para Baixas Temperaturas*, in *Departamento de Física - Tese de mestrado*. 2010, Universidade Nova Lisboa - Faculdade de Ciências e Tecnologia: Lisboa.
10. Martins, D., et al., *CUSTOMIZABLE GAS-GAP HEAT SWITCH*. Advances in Cryogenic Engineering, Vols 55a and 55b, 2010. **1218**: p. 1652-1660.
11. Ekin, J.W., *Experimental Techniques for Low - Temperature Measurements*. Cryostat Design, Material Properties and Superconductor Critical - Current Testing, ed. O.U. Press. 2006.
12. E. D. Marquardt and R.G. Ross, "*Cryogenic Materials Database*" *Cryocoolers 11*. Kluwer Academic/Plenum Publishers, New York, 2000.
13. NIST. *Cryogenics Technologies Group*. Material Properties; Available from: <http://cryogenics.nist.gov/MPropsMAY/materialproperties.htm>.
14. Valdiviez, R., et al., *THE THERMAL EXPANSION OF SOME COMMON LINAC MATERIALS*. Proceedings of LINAC 2002, 2002.
15. Touloukian, Y.S. and R.K. Kirby, *Thermophysical properties of matter*. Thermal expansion: metallic elements and alloys, ed. P. Press. Vol. 12. 1977, New York.
16. *AK Steel*. Available from: <http://www.aksteel.com/>.
17. *Matweb Material Property Data*. Oxygen - free electronic Copper, UNS C10100  
304 Stainless Steel; Available from:  
<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=25cdd9bd3ebb4941be91cb0bee4cc661>  
<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=abc4415b0f8b490387e3c922237098da&ckck=1>.
18. Holman, J.P., *Heat Transfer*. SI Metric Edition, ed. M.-. Hill. 1989, Singapore.
19. Conte, R.R., *Éléments de Cryogénie*, ed. M. Cie. 1970, Paris.
20. Moutinho, A.M.C., M.E.S.F.e. Silva, and M.Á.C.M.I.d. Cunha, *Tecnologia de Vácuo*. 1ª Edição ed, ed. F.d.C.e.T. Universidade Nova Lisboa. 1980, Lisboa.
21. Martins, D., et al., *Sorption characterization and actuation of a gas-gap heat switch, Sensors and Activators A*. in press 2011.
22. Burakowski, T. and T. Wierschon, *Surface Engineering of Metals Principles, Equipments, Technologies*, ed. C. Press. 1998.
23. Bôas, R.C.V., *Eletrorrecuperação de Ouro a partir de Soluções Diluídas de seu Cianeto*, ed. CETEM/CNPq. 1991, Rio de Janeiro, Brasil.
24. Jacobson, D.M. and G. Humpston, *Gold Coatings for Fluxless Soldering*. 1989.

25. Ainsworth, P.A., *Soft Soldering Gold Coated Surfaces - Techniques for making Reliable Joints*.
26. Incropera, F.P., et al., *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. Sixth Edition ed, ed. J.W.a. Sons. 2006.
27. Branco, M.B.C., *Elaboração e ensaios de um calorímetro 80 K - 300 K para fins didáticos*, in *Departamento de Física - Tese de Mestrado*. 2008, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova Lisboa: Lisboa.
28. Ventura, G. and L. Risegari, *The Art of Cryogenics*, ed. ELSEVIER. 2008, UK.
29. NIST. *Propriedades termofísicas de sistemas fluidos*. [cited 2011; Available from: <http://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>].
30. Ramo, S., J.R. Whinnery, and T.V. Duzer, *Fields and Waves in Communication Electronics*. Third Edition ed, ed. I. John Wiley & Sons. 1994, Canada.
31. Kolobov, V.I. and D.J. Economou, *The anomalous skin effect in gas discharge plasmas*. Plasma Sources Science & Technology, 1997. **6**(2): p. R1-R17.

# I. Anexos

## I.1. Propriedades térmicas dos materiais/gás

A figura I.1 indica as curvas da condutividade, para os diferentes materiais utilizados na área da criogenia, sendo a do aço inox e do cobre as mais relevantes para o projecto porque contribuem na caracterização do dispositivo.

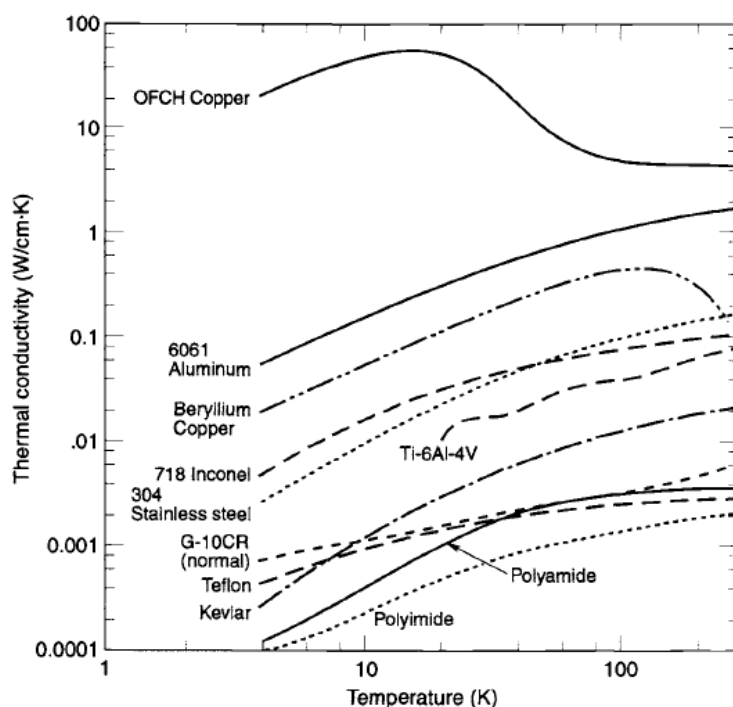


Figura I.1 – Condutividade térmica, em função da temperatura, para materiais usuais na criogenia[4].

Verifica-se uma diferença de quatro ordens de grandeza, entre os dois materiais mencionados. As figuras I.2 e I.3 correspondem à condutividade térmica (do Cu e do SS) considerada no cálculo das condutâncias do interruptor. Ambas foram obtidas a partir de ajustes disponíveis no NIST[13].

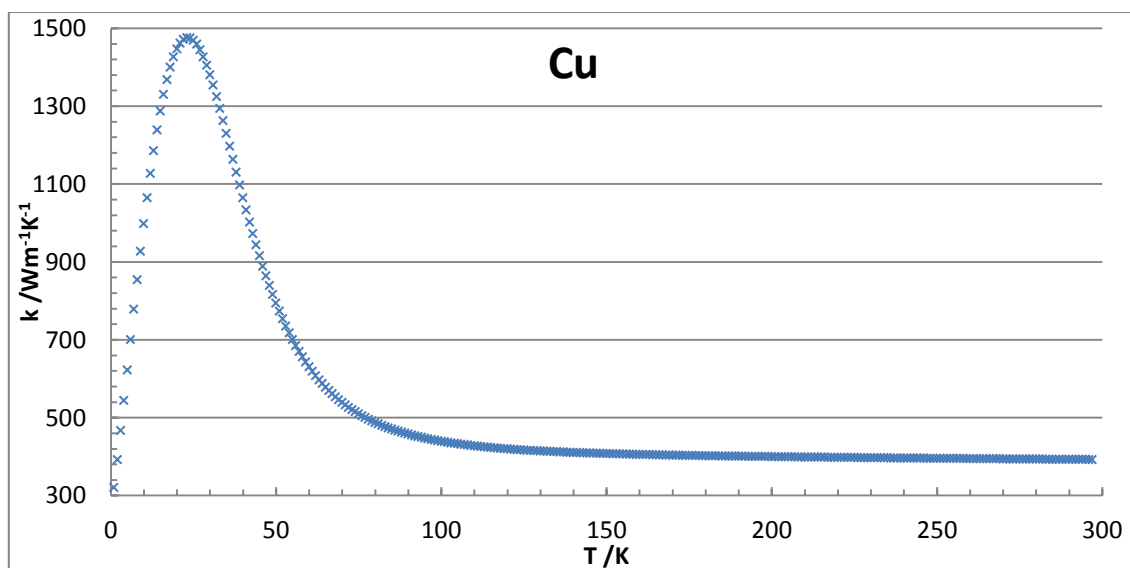


Figura I.2 – Condutividade térmica do cobre OFHC (RRR=50).

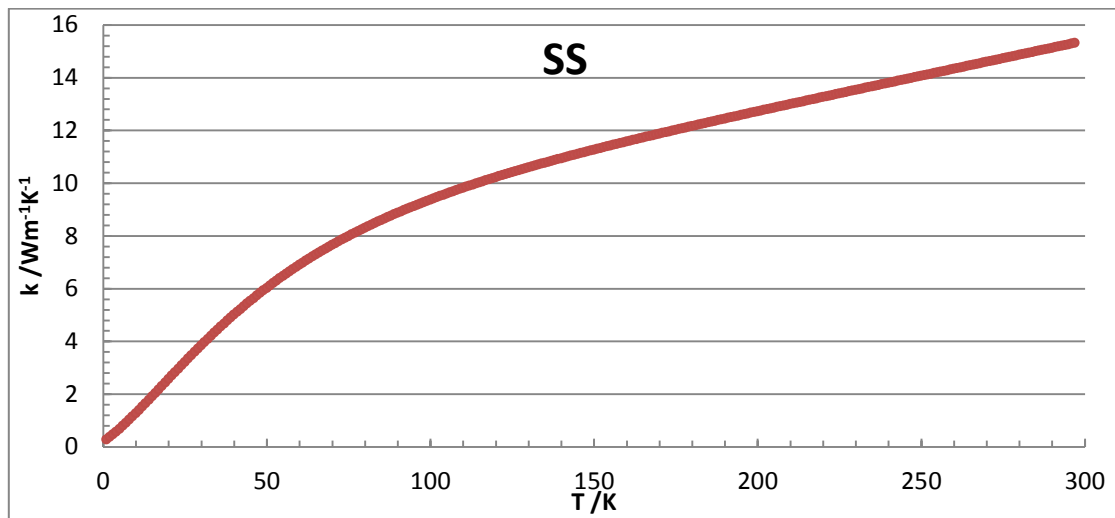


Figura I.3 – Condutividade térmica do aço inox 316 (SS).

A figura I.4 diz respeito à condutividade térmica do azoto ( $\text{N}_2$ ), utilizado na determinação da condutância térmica, no regime viscoso. Este resultado foi alcançado através do NIST[29] onde se efectuou um ajuste linear aos dados, de modo simplificar a sua aplicação.

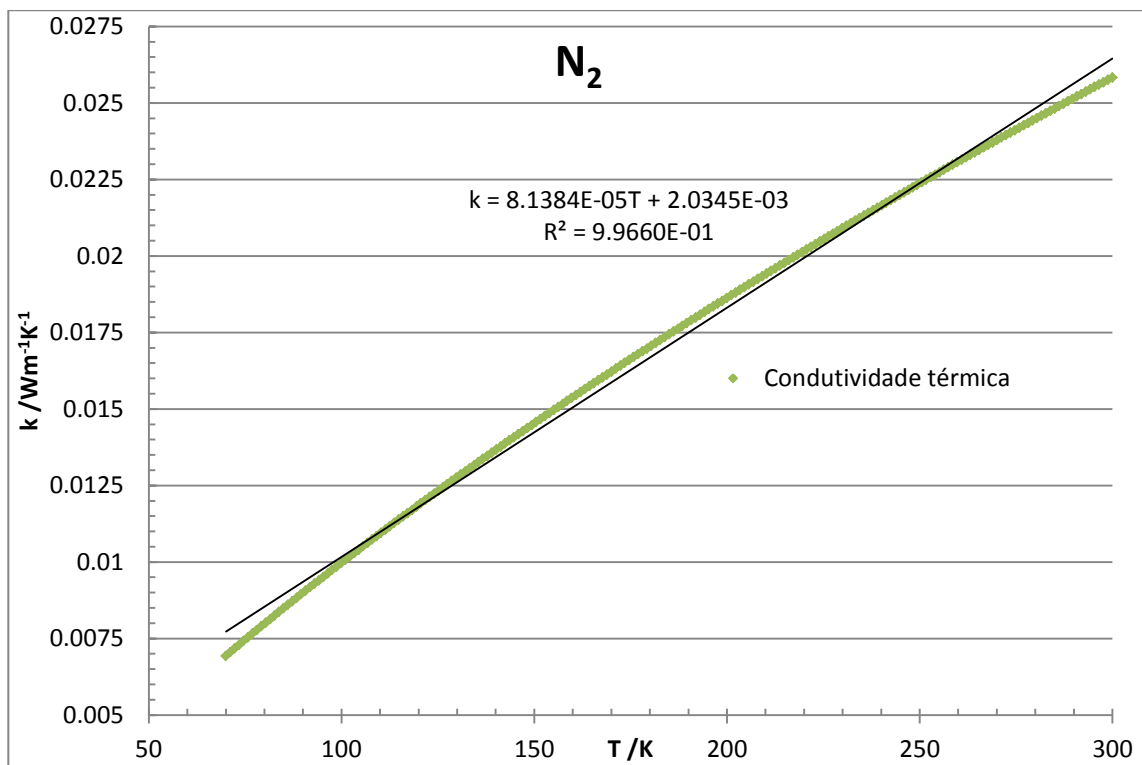


Figura I.4 – Condutividade do azoto, em função da temperatura.

A figura I.5, expõe os dados referentes à viscosidade do gás usado inicialmente no projecto: o azoto. Recorreu-se também a um ajuste linear para facilitar o seu emprego, no cálculo do livre percurso médio.

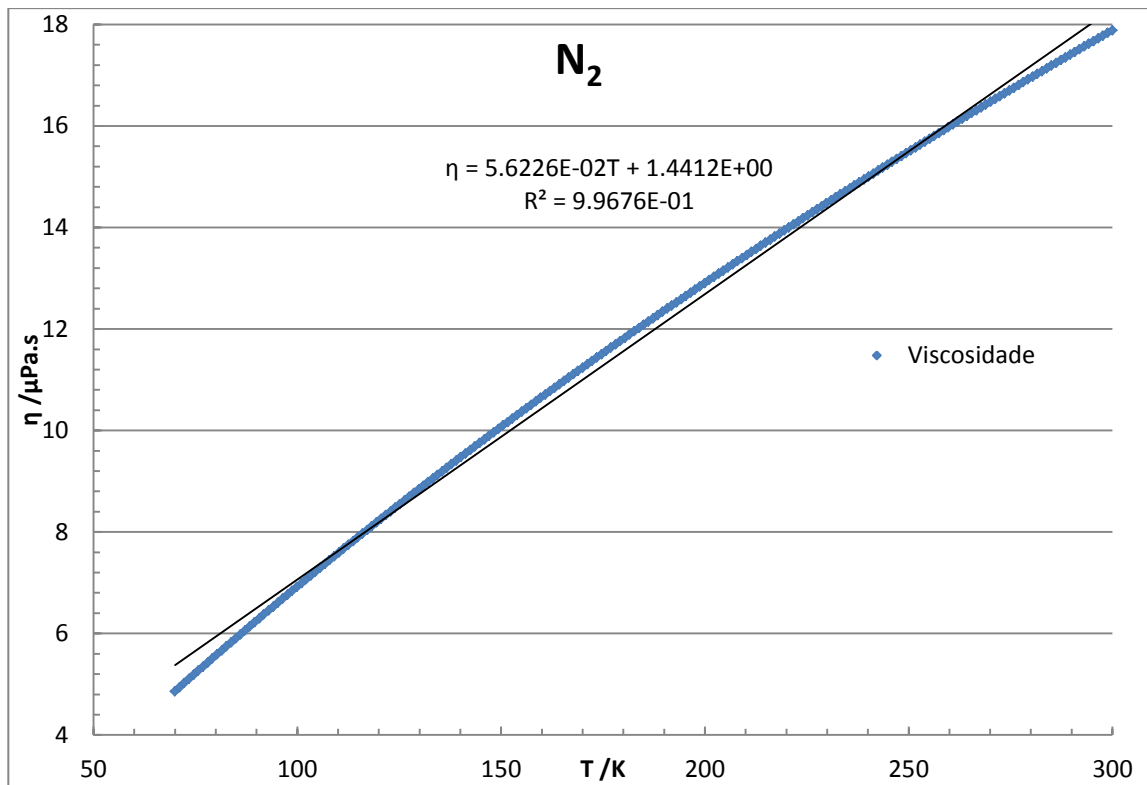


Figura I.5 – Viscosidade do azoto, função da temperatura.

## I.2. Factores de forma

No estudo realizado para a determinação da emissividade a geometria considerada foi dois discos concêntricos paralelos. A figura I.6 mostra várias curvas de factores de forma, para diferentes dimensões.

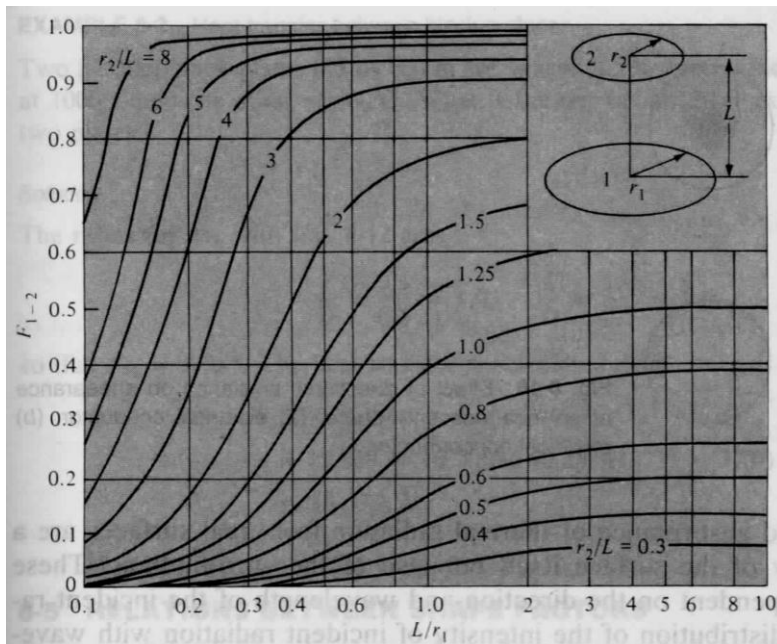


Figura I.6 – Curvas de factores de forma. Resultados válidos para a geometria associada a dois discos concêntricos, paralelos[18].

Em particular, a área do sensor como é muito pequena, considerando a área da peça aquecido, permite efectuar um cálculo aproximado para esta geometria, descrita pela seguinte equação:

$$F_{12} = \frac{1}{2} \left\{ S - \left[ S^2 - 4 \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^2 \right]^{1/2} \right\} \text{ onde } S = 1 + \frac{1+R_2^2}{R_1^2} \text{ e } \begin{cases} R_1 = \frac{r_1}{L} \\ R_2 = \frac{r_2}{L} \end{cases} \quad I.1$$

As seguintes equações exibem o cálculo e o resultado obtido.

Para  $r_2 \ll r_1$  tem-se:

$$\begin{aligned} \left[ S^2 - 4 \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^2 \right]^{1/2} &= S \left[ 1 - \frac{4}{S^2} \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^2 \right]^{1/2} = S \left[ 1 - \frac{2}{S^2} \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^2 \right] \rightarrow \\ \rightarrow F_{12} &= \frac{1}{2} \left\{ S - S \left[ 1 - \frac{2}{S^2} \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^2 \right] \right\} = \frac{A_2}{A_1 S} \end{aligned} \quad I.2$$

O índice 1 está associado às variáveis correspondentes ao corpo radiante enquanto o índice 2 diz respeito ao sensor.  $F_{12}$  intervém no sistema de equações, indicado em 5.15. Sabendo este factor de forma é possível determinar os restantes factores de forma intervenientes no sistema. As expressões seguintes demonstram essa resolução.

$$\begin{cases} F_{21} = \frac{A_1 F_{12}}{A_2} \xrightarrow{F_{22}=0} F_{23} = 1 - F_{21} \\ \xrightarrow{F_{11}=0} F_{13} = 1 - F_{12} \end{cases}$$

Para resolver o sistema é preciso descobrir o valor das variáveis  $J_1$ ,  $J_2$  e  $J_3$ . Reescreveu-se o sistema inicial na sua forma canónica, como mostra a equação I.3.

$$\begin{cases} J_1 G + J_2 \frac{1}{B} + J_3 \frac{1}{C} = -\frac{E_{b1}}{A} \\ J_1 \frac{1}{B} + J_2 H + J_3 \frac{1}{D} = -\frac{E_{b2}}{E} \\ J_1 \frac{1}{C} + J_2 \frac{1}{D} + J_3 I = -\frac{E_{b3}}{F} \end{cases} \leftrightarrow \begin{bmatrix} G & \frac{1}{B} & \frac{1}{C} \\ \frac{1}{B} & H & \frac{1}{D} \\ \frac{1}{C} & \frac{1}{D} & I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \\ J_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{E_{b1}}{A} \\ -\frac{E_{b2}}{E} \\ -\frac{E_{b3}}{F} \end{bmatrix} \quad I.3$$

Sendo:

$$A \equiv \frac{1 - \varepsilon_1}{\varepsilon_1 A_1}; B \equiv \frac{1}{A_1 F_{12}}; C \equiv \frac{1}{A_1 F_{13}}; D \equiv \frac{1}{A_2 F_{23}}; E \equiv \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2 A_2}; F \equiv \frac{1 - \varepsilon_3}{\varepsilon_3 A_3};$$

$$G \equiv \left( -\frac{1}{A} - \frac{1}{B} - \frac{1}{C} \right); H \equiv \left( -\frac{1}{B} - \frac{1}{D} - \frac{1}{E} \right); I \equiv \left( -\frac{1}{C} - \frac{1}{D} - \frac{1}{F} \right)$$

Recorrendo às ferramentas de álgebra, encontra-se a solução do sistema.



$$J_1 = \frac{\begin{vmatrix} -\frac{E_{b1}}{A} & \frac{1}{B} & \frac{1}{C} \\ -\frac{E_{b2}}{E} & H & \frac{1}{D} \\ -\frac{E_{b3}}{F} & \frac{1}{D} & I \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} G & \frac{1}{B} & \frac{1}{C} \\ \frac{1}{B} & H & \frac{1}{D} \\ \frac{1}{C} & \frac{1}{D} & I \end{vmatrix}}; J_2 = \frac{\begin{vmatrix} G & -\frac{E_{b1}}{A} & \frac{1}{C} \\ \frac{1}{B} & -\frac{E_{b2}}{E} & \frac{1}{D} \\ \frac{1}{C} & -\frac{E_{b3}}{F} & I \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} G & \frac{1}{B} & \frac{1}{C} \\ \frac{1}{B} & H & \frac{1}{D} \\ \frac{1}{C} & \frac{1}{D} & I \end{vmatrix}}; J_3 = \frac{\begin{vmatrix} G & \frac{1}{B} & -\frac{E_{b1}}{A} \\ \frac{1}{B} & H & -\frac{E_{b2}}{E} \\ \frac{1}{C} & \frac{1}{D} & -\frac{E_{b3}}{F} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} G & \frac{1}{B} & \frac{1}{C} \\ \frac{1}{B} & H & \frac{1}{D} \\ \frac{1}{C} & \frac{1}{D} & I \end{vmatrix}}$$

### I.3. Efeito de pele normal/anômalo

O efeito de pele é o fenómeno físico associado à distribuição da densidade de corrente num material condutor. A equação I.4 descreve este efeito de pele[30]

$$\begin{cases} J = J_s e^{-d/\delta} \\ \delta = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu}} \end{cases} \quad I.4$$

Sendo  $J$  a densidade de corrente,  $J_s$  a densidade à superfície do condutor,  $d$  a profundidade e  $\delta$  a profundidade de pele. As grandezas intervenientes em  $\delta$  são a resistividade e permeabilidade magnética do condutor e a frequência angular da corrente. A densidade de corrente é máxima à superfície do condutor, diminuindo exponencialmente para maiores profundidades. Quando  $d = \delta$  a densidade decai cerca de 37% do seu valor inicial.

O fenómeno é denominado por efeito de pele normal se a lei de Ohm for verificada[31]; caso contrário, o fenómeno é designado por efeito de pele anômalo.



## II. Apêndices I: Implementação do controlo de aquecimento da criobomba

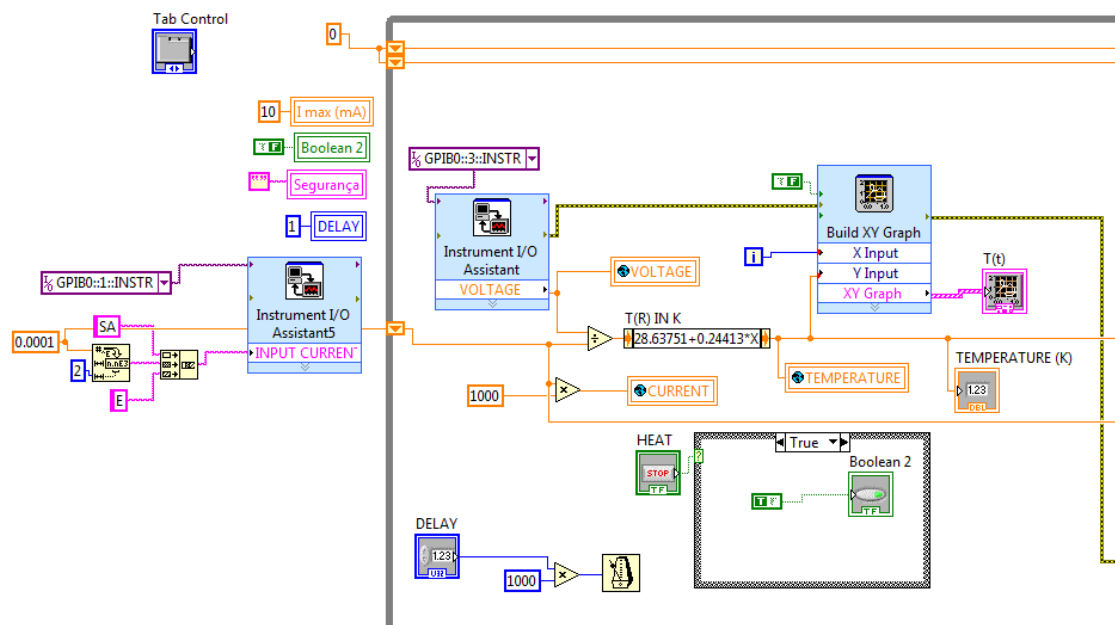


Figura II.1 – Rotina leitura de  $T$  implementada em Labview.

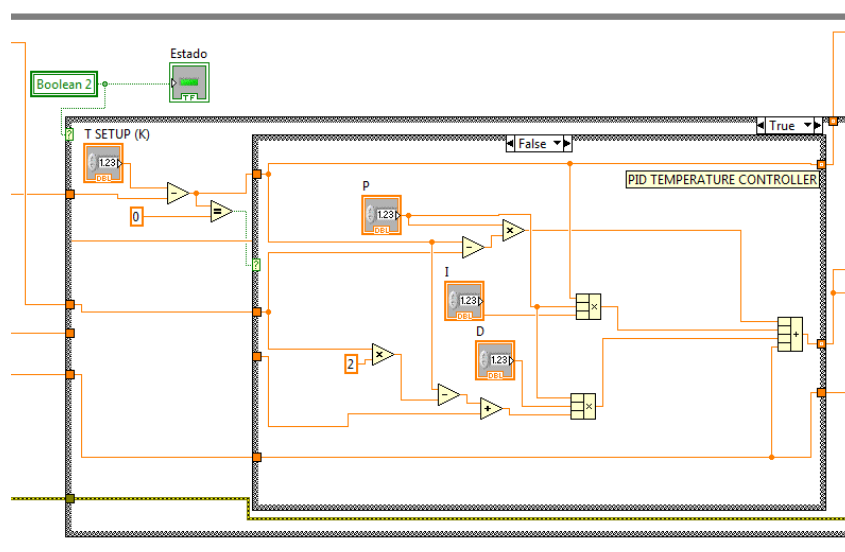


Figura II.2 – Diagrama de blocos referentes à implementação de um controlador PID digital.

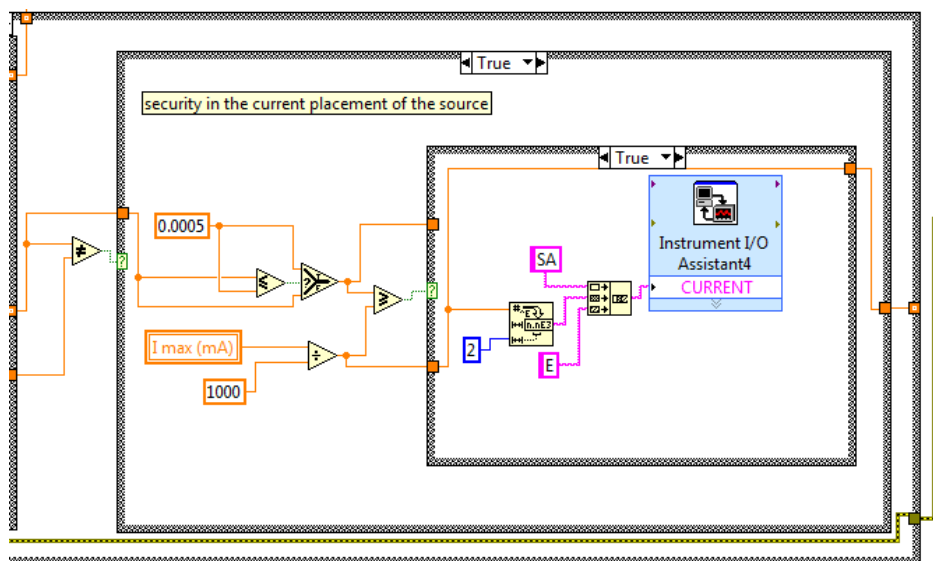


Figura II.3 – Programação em *Labview* da rotina associada à segurança da fonte de corrente.

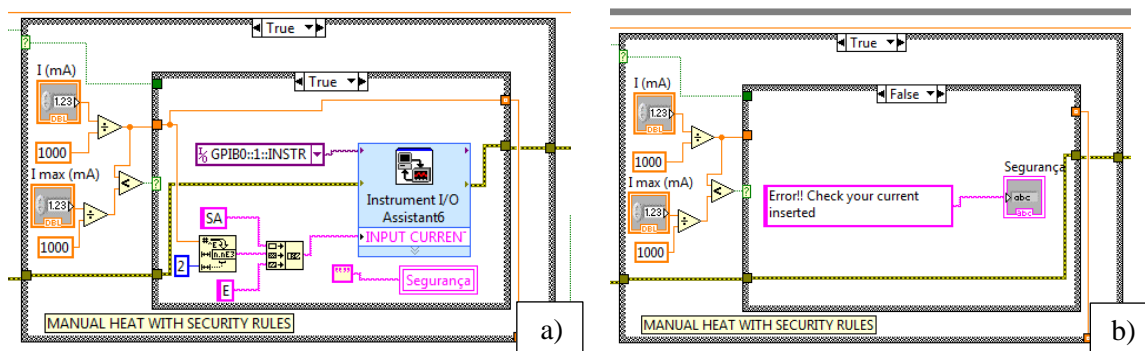
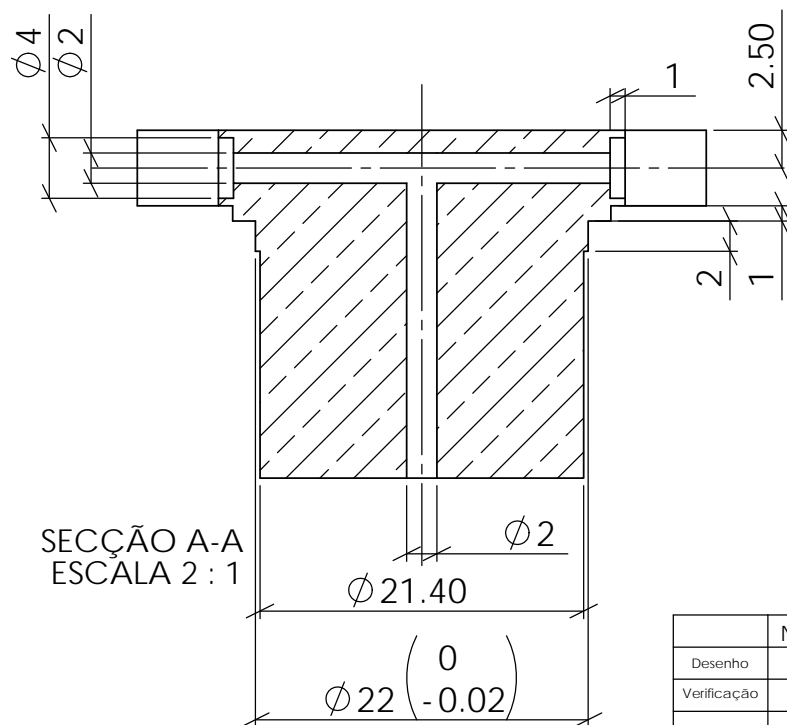
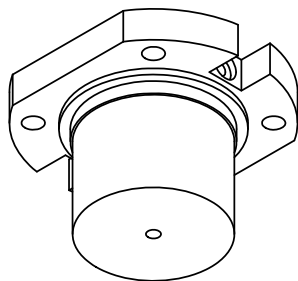
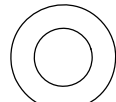
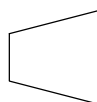


Figura II.4 – Diagrama de blocos relativos ao aquecimento manual da criobomba. a) – Situação onde o operador consegue enviar a corrente correcta, inferior a  $I_{max}$ . b) – Situação correspondente ao utilizador introduzir uma corrente eléctrica superior a  $I_{max}$ .

### **III. Apêndice II: Desenhos Técnicos**



Projeção - Primeiro Ângulo



	Nome	Data
Desenho	JF	09/03/11
Verificação	IC	09/03/11
MATERIAL:		
cobre C1		
TAMANHO:	A4	Tolerâncias:
ESCALA:1:1		X: ±0.1
		X.X: ±0.05
		X.XX: ±0.01

Peça:

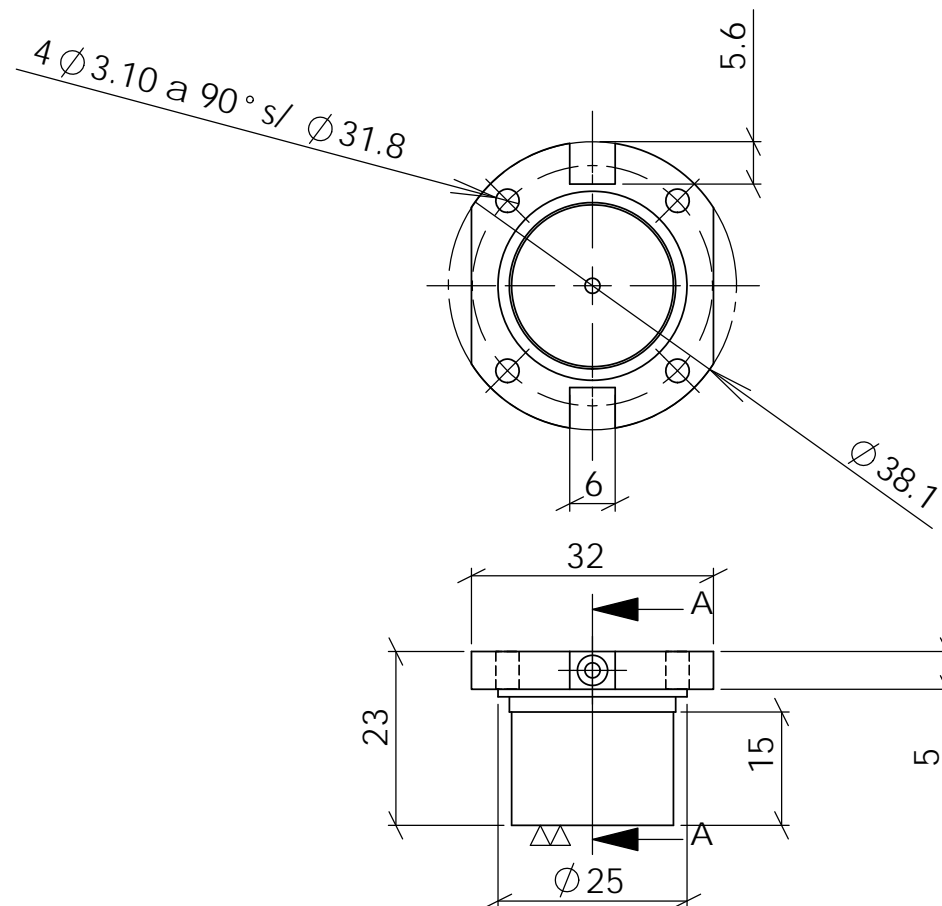
Heat Switch Dilatação - cold block

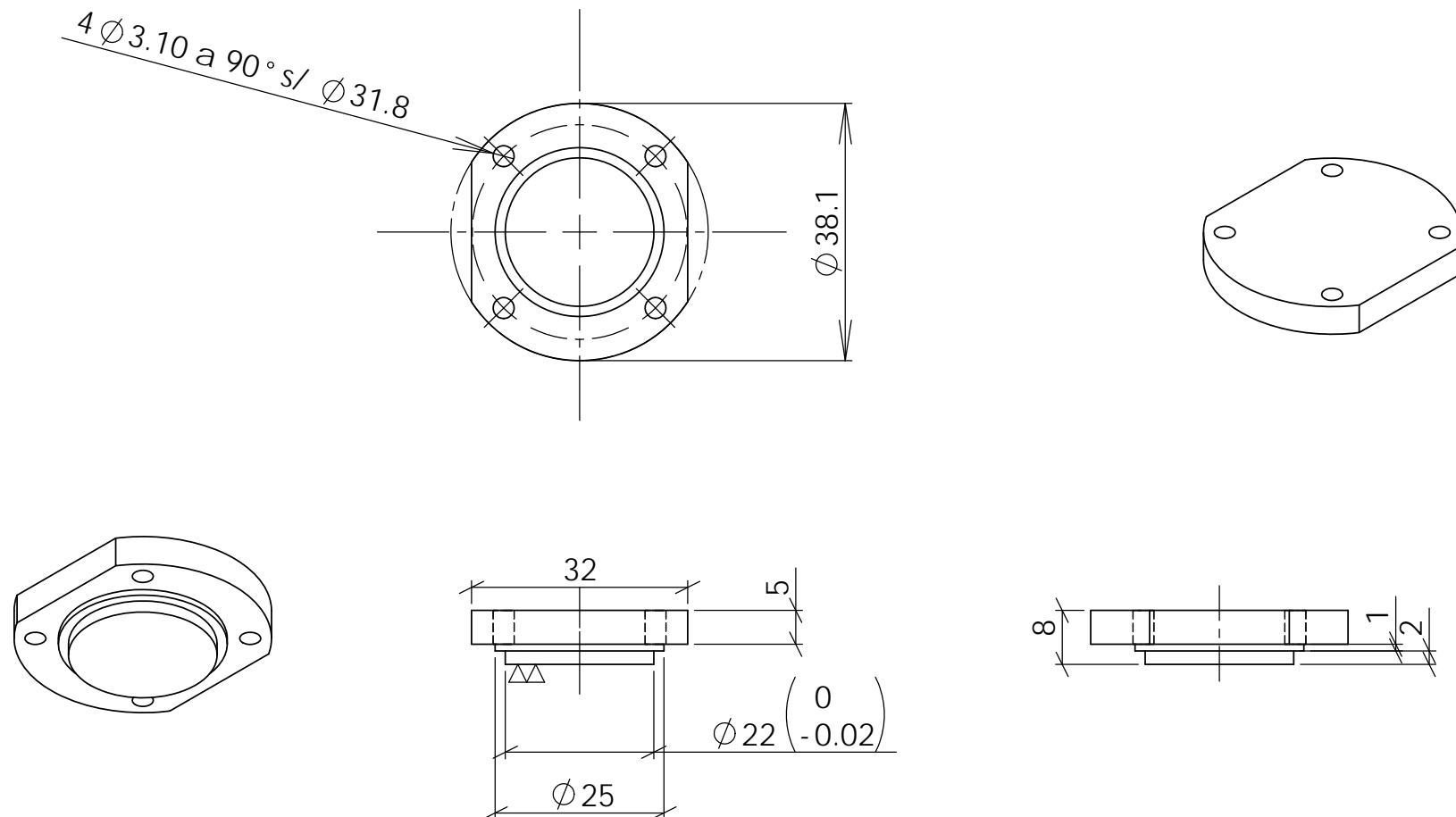
Nome desenho:

Cu block 1

Lab. Criogenia FCT-UNL

1 peça





	Nome	Data
Desenho	JF	09/03/11
Verificação	IC	09/03/11

Peça:

Heat Switch Dilatação - hot block

Lab. Criogenia FCT-UNL

Projecção - Primeiro Ângulo

MATERIAL:

cobre C1

TAMANHO: A4

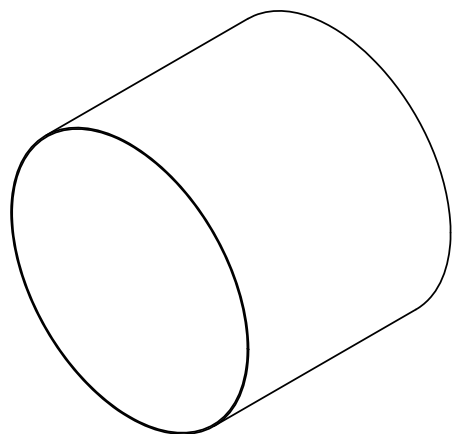
ESCALA:1:1

Tolerâncias:  
X: ±0.1  
X.X: ±0.05  
X.XX: ±0.01

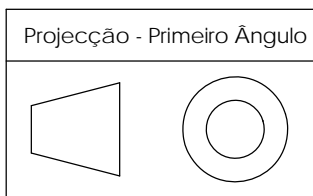
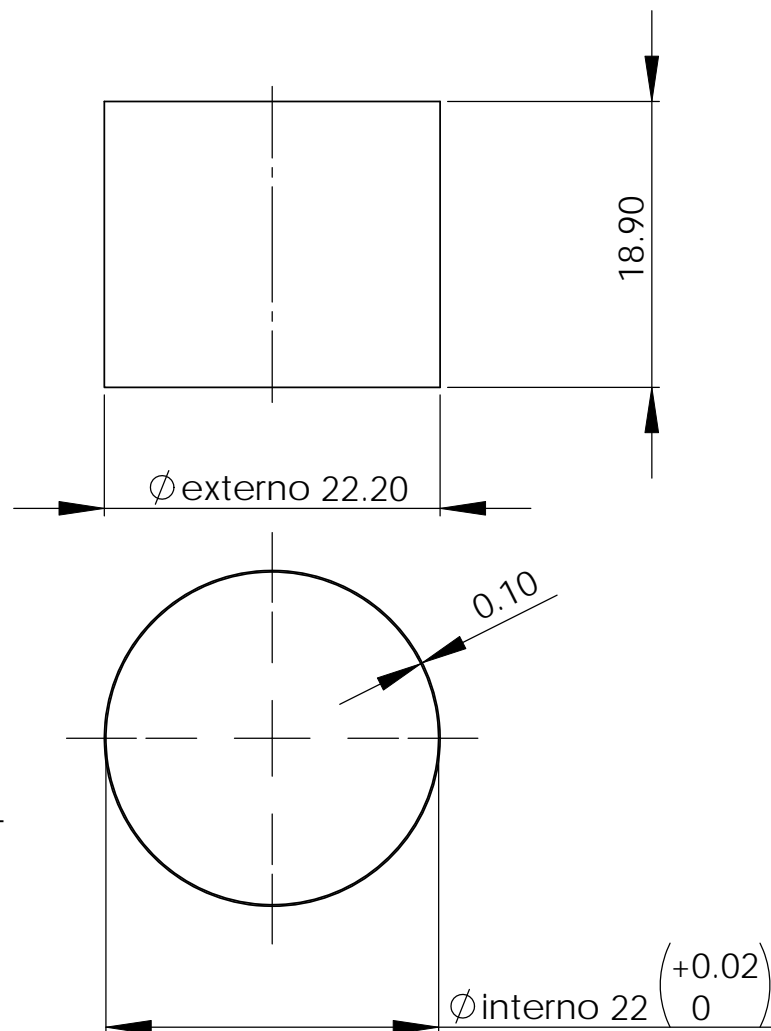
Nome desenho:

Cu block 2

1 peça



Deverá entrar no  $\phi 22 \left( \begin{smallmatrix} 0 \\ -0.02 \end{smallmatrix} \right)$  de "Heat Switch Dilatação - cold block" & "Heat Switch Dilatação - hot block"



	Nome	Data
Desenho	JF	09/03/11
Verificação	IC	09/03/11
MATERIAL:		
Aço Inox 316 (e não SS304)		
TAMANHO:	A4	Tolerâncias: X: $\pm 0.1$ X.X: $\pm 0.05$ X.XX: $\pm 0.01$
ESCALA: 2:1		

Peça:	Heat Switch Dilatação - SS316 shell
Nome desenho:	ss 316 shell

Lab. Criogenia FCT-UNL
1 peça